

TESIS DOCTORAL

# **Análisis numérico y experimental del rectificado de caras orientado al comportamiento térmico del proceso**

*Presentada para obtener el grado de*

Doctor en Ingeniería Mecánica

*Presentado por:*

Lander Urgoiti Elorriaga

*Directores:*

David Barrenetxea Azpeitia

Jose Antonio Sánchez Galíndez

Bilbao, septiembre 2020





TESIS DOCTORAL

# **Análisis numérico y experimental del rectificado de caras orientado al comportamiento térmico del proceso**

*Presentada para obtener el grado de*

Doctor en Ingeniería Mecánica

*Presentado por:*

Lander Urgoiti Elorriaga

*Directores:*

David Barrenetxea Azpeitia

Jose Antonio Sánchez Galíndez

Bilbao, septiembre 2020



# Agradecimientos

Esta tesis ha sido posible gracias a mucha gente que más directa o indirectamente ha colaborado con el proyecto a nivel tanto profesional como personal, a veces incluso en ambos. Sería una lástima que esta contribución se quedara sin mención.

En primer lugar, los dos directores de esta tesis, David y Jose Antonio que me han acompañado durante todo el recorrido y que me han enseñado con paciencia el camino para convertirme en investigador y el valor del rigor en esta profesión.

A Ideko S.Coop. por la oportunidad que se me ha dado de poder desarrollarme como investigador en un centro tecnológico en el que he contado con excelentes recursos. Además de ello, también una especial mención a los compañeros de la línea de Procesos de Fabricación y al Equipo de Rectificado, Natxo, Jorge, David, Maria, Gorka, Iván y Asier.

Al profesor Anton Gorriño que, aunque nunca haya llegado a darme una clase oficial, desde el primer día de la carrera me ha apoyado y me ha guiado en mi formación.

Dejando de lado lo profesional, agradezco a mis padres, Rafa e Idoia y a mi hermano Imanol que me han aguantado mucho y de los que aprendo cada día cómo ser una persona además de ser ingeniero.

También saludo a mis camaradas, los intratables Iñaki, Miguel e Ivan con los que mil veces habremos enjuagado las noches con Winston y MG.

Por último, pero no por ello menos importante, a los miembros de El Capitán Elefante Javier, Jaime y Josean con los que he aprendido una segunda profesión como peón del espectáculo.

Muchas gracias a todos.



# Resumen

El rectificado es un proceso de mecanizado por abrasión el cual suele estar situado al final del proceso de producción de las piezas. Esto quiere decir que el valor de las piezas al llegar al punto de necesitar ser rectificadas es prácticamente su valor final. Debido a que las demandas de tolerancias geométricas y de acabado superficial van en aumento, el proceso de rectificado está constantemente sumido en un proceso de investigación y desarrollo. El rectificado es un proceso ampliamente usado en industrias de gran volumen de producción como la industria de la automoción, así como otras de gran valor añadido como la aeroespacial. Tanto un tipo como el otro de industria requieren de un conocimiento tanto teórico como práctico de los procesos que se llevan a cabo en las piezas. Entre otras operaciones de rectificado, el rectificado de caras es ampliamente usado en la industria, sin embargo, el conocimiento acerca de este proceso es limitado y se trata de una operación poco documentada.

Esta tesis trata sobre el análisis de las dos principales técnicas de rectificado de caras, el rectificado de caras con muelas angulares y con muelas rectas. El análisis de cada una de las dos técnicas se ha enfocado en primer lugar en un estudio de la cinemática, así como de los efectos termo-mecánicos de cada una de ellas. Para ello se han desarrollado modelos cinemáticos basados en los mecanismos locales de arranque, esto es, analizando en detalle lo que ocurre en cada punto del área de contacto. Además, se han usado modelos térmicos los cuales han permitido estudiar el efecto de las condiciones de rectificado en cada punto del área, así como los efectos a un nivel más global como pueden ser el de la refrigeración sobre la pieza completa o el posible efecto de realimentación térmica.

Con el objetivo de validar las hipótesis planteadas por estos modelos, se han hecho pruebas de rectificado de caras usando ambas técnicas en un amplio rango de condiciones. De esta forma se ha conseguido establecer el comportamiento energético en base a la agresividad, así como de la influencia de las condiciones sobre el desgaste progresivo de la muela. También se ha estudiado la influencia de los parámetros de rectificado en el daño térmico estableciendo una relación entre la temperatura límite de quemado y el tiempo de contacto para cada una de las técnicas.

Vista la importancia de la medición de temperaturas para la correcta caracterización del comportamiento térmico a la hora de modelizar un proceso de rectificado, se ha propuesto un diseño de un medidor de temperaturas específicamente pensado para operaciones de rectificado de caras. La tecnología de los pirómetros de dos colores que se ha usado permite la medición de temperaturas casi instantánea sin la dependencia de la emisividad del material por lo que la precisión es mucho mayor respecto de otros sistemas de medición.





# Índice de contenido

1	Introducción .....	27
1.1	Contexto industrial .....	27
1.2	Objetivos y contribuciones de esta tesis .....	27
1.3	Estructura de la tesis .....	28
2	Revisión bibliográfica .....	33
2.1	Resumen .....	33
2.2	Introducción al proceso de rectificado .....	33
2.3	Mecanismo básico del rectificado .....	34
2.4	Clasificación general de procesos de rectificado .....	36
2.5	Cinemática del rectificado de caras .....	36
2.5.1	Rectificado de caras con muela angular .....	37
2.5.2	Rectificado de caras con muela recta .....	38
2.6	Termodinámica del rectificado .....	40
2.6.1	Generación de calor .....	40
2.6.2	Transmisión de calor a la pieza .....	41
2.6.3	Cálculo de la temperatura .....	43
2.7	Integridad superficial en procesos de rectificado .....	46
2.7.1	Decoloración de la superficie .....	46
2.7.2	Retemplado (Re-Hardening) .....	46
2.7.3	Revenido (Tempering) .....	47
2.8	Detección de daño térmico en rectificado .....	47
2.8.1	Acid etching .....	47
2.8.2	Ruido de Barhausen .....	48
2.8.3	Corrientes inducidas <i>eddy-current</i> .....	49
2.9	Medición de temperatura .....	50
2.9.1	Medición por contacto (termopares) .....	51
2.9.2	Medición sin contacto .....	51
2.10	Conclusiones .....	54
3	Modelos cinemáticos y térmicos para el rectificado de caras .....	59
3.1	Introducción .....	59
3.2	Modelo cinemático .....	59
3.2.1	Rectificado con muela angular .....	59
3.2.2	Rectificado con muela recta .....	61
3.3	Modelo térmico .....	63
3.3.1	Modelo analítico .....	64
3.3.2	Modelo numérico .....	65

3.4	Simulaciones .....	66
3.4.1	Rectificado con muela angular.....	66
3.4.2	Rectificado con muela recta.....	70
4	Desarrollo experimental .....	79
4.1	Introducción .....	79
4.2	Preparación experimental .....	80
4.2.1	Diamantado .....	81
4.3	Pruebas con muela angular .....	82
4.3.1	Comportamiento energético.....	82
4.3.2	Validación del modelo y comportamiento del proceso .....	85
4.3.3	Influencia del diamantado.....	89
4.3.4	Líneas de trabajo de interés .....	92
4.4	Pruebas con muela recta.....	93
4.4.1	Comportamiento energético.....	93
4.4.2	Validación del modelo y comportamiento del proceso .....	94
4.4.3	Influencia de la altura de cara ( $h$ ).....	100
4.4.4	Líneas de trabajo de interés .....	101
5	Desarrollo de sensores para la medición de temperaturas en rectificado de caras 105	
5.1	Introducción .....	105
5.2	Fotodiodo de dos colores.....	105
5.2.1	Rango de temperaturas .....	106
5.3	Fibra óptica.....	107
5.4	Calibración del pirómetro .....	108
5.5	Medición de temperaturas en rectificado plano.....	109
5.5.1	Ensayos de rectificado plano .....	110
5.5.2	Simulación numérica e interpretación de mediciones .....	111
5.6	Propuesta de un pirómetro para rectificado de caras.....	113
5.6.1	Diseño básico .....	113
5.6.2	Modo de funcionamiento .....	114
5.6.3	Adquisición de señal.....	115
5.6.4	Comunicación inalámbrica.....	116
6	Conclusiones y líneas de trabajo de interés.....	119
6.1	Conclusiones.....	119
6.1.1	Rectificado de caras con muela angular .....	119
6.1.2	Rectificado de caras con muela recta .....	120
6.1.3	Comparativa entre las dos técnicas .....	120
6.2	Líneas de trabajo de interés .....	121

7	Referencias .....	125
---	-------------------	-----

# Índice de figuras

Figura 2.1: Un disco de un motor aeronáutico en el plato de garras de una rectificadora VG de Danobat Fuente: danobatgroup.com.....	34
Figura 2.2: Representación del mecanismo básico y elementos principales del rectificado plano .....	35
Figura 2.3: Esquema básico del (a) planeado, (b) rectificado cilíndrico exterior, (c) rectificado sin centros, (d) rectificado cilíndrico interior .....	36
Figura 2.4: Esquema básico del rectificado con muela angular. ....	37
Figura 2.5: Esquema de las tres estrategias usadas por Oliveira en [22]. Avance (a) radial, (b) axial y (c) axial en dos etapas .....	38
Figura 2.6: Distribución de las regiones de contacto según Oliveira en [22].....	39
Figura 2.7: Distribución del perfil de la pieza según el parámetro de posición (s) .....	40
Figura 2.8: Esquema de los cuerpos intervinientes en el reparto del calor (a) a escala global y (b) a escala local. ....	42
Figura 2.9: Fuente de calor móvil sobre un sólido semi-infinito. ....	44
Figura 2.10: Volumen de control para conducción en dos dimensiones .....	45
Figura 2.11: Decoloración de la superficie de la pieza por el efecto térmico del rectificado. Fuente: [55] ..	46
Figura 2.12: Efecto del daño térmico sobre la dureza de la pieza en función de la profundidad. ....	47
Figura 2.13: Resultados de pruebas de ácidos para detección de daño térmico en la superficie de las piezas rectificadas, Izquierda, pieza limpia, Derecha, pieza quemada. ....	48
Figura 2.14: Esquema del funcionamiento de un sistema de medición por ruido de Barkhausen. ....	49
Figura 2.15: Interacción de la sonda inductiva con pieza de ensayo. ....	50
Figura 2.16: Familia de curvas de radiación emitida por un cuerpo a varias temperaturas. Fuente [70] ....	52
Figura 2.17: Respuesta espectral de las dos células que componen un fotodiodo de dos colores. ....	54
Figura 3.1: Dimensiones y velocidades principales junto con la disposición de pieza y muela en un rectificado de caras con muela angular.....	60
Figura 3.2: Disposición de pieza y muela y dimensiones principales en rectificado de caras con muela recta. .....	62
Figura 3.3: Simulaciones en el radio de esquina y en la cara de (a) tasa de arranque y (b) agresividad. ..	67
Figura 3.4: Simulaciones de temperatura usando (a) el modelo de energía específica constante ecuación (3.21) y (b) el modelo basado en la agresividad ecuación (4.1) .....	68
Figura 3.5: Simulación de la temperatura máxima en la superficie de la pieza incluyendo el factor de partición de calor a la pieza.....	69
Figura 3.6: Temperatura de la zona de contacto durante la simulación SA2 en tres instantes de tiempo (a) $t=2.26e-3s$ , (b) $t=1.54e-2s$ y (c) $t=2s$ .....	69
Figura 3.7: Simulaciones de rectificado angular con diferentes coeficientes de convección, (a) $h_f = 20.000W/m^2K$ , (b) $h_f = 10.000W/m^2K$ y (c) $h_f = 2.000W/m^2K$ .....	70
Figura 3.8: Progresión de la temperatura máxima por pasada para dos coeficientes de convección en rectificado angular.....	70
Figura 3.9: Simulación del área de contacto en diferentes condiciones de rectificado de caras con muela recta.....	71
Figura 3.10: Simulación de (a) la tasa de arranque desde el punto de vista de la muela y (b) la agresividad en el perfil de la muela.....	72
Figura 3.11: Simulación de la tasa de arranque de pieza a lo largo de la longitud de contacto.....	73
Figura 3.12: Simulaciones de temperatura en rectificado de caras con muela recta. ....	73

Figura 3.13: Simulación de la temperatura en rectificado con muela recta en las condiciones SR4, (a) zona de contacto $l_{c1}$ , (b) zona de contacto $l_{c2}$ . ( $t=9.66e-3s$ ).....	74
Figura 3.14: Temperatura de un nodo en ( $r_{w2}$ ) a lo largo de 3 vueltas, (a) en ( $l_{c1}$ ) y (b) en ( $l_{c2}$ ) .....	75
Figura 4.1: Rectificadora Danobat LG-600 .....	79
Figura 4.2: Perfiles de las tres muelas angulares, (a) $10^\circ$ , (b) $20^\circ$ , (c) $30^\circ$ más la (d) muela recta.....	80
Figura 4.3: Montaje de medidor de corrientes inducidas en máquina.....	81
Figura 4.4: Energía específica de los ensayos en las condiciones de la Tabla 4.3 para los tres ángulos de muela así como la ecuación y la curva de ajuste.....	83
Figura 4.5: Diferencia de energía específica entre pasadas para los tres ángulos de muela. ....	84
Figura 4.6: Progresión de la energía específica con las pasadas para las cuatro condiciones de agresividad .....	86
Figura 4.7: Simulación de la temperatura de un punto en la superficie de la pieza con las sucesivas pasadas a lo largo de la pasada en la que se ha producido daño térmico.....	87
Figura 4.8: Inspección de daño térmico por ácidos en la última pasada de cada ensayo (a) M10 qs120, (b) M10 qs60, (c) M30 qs120 y (d) M30 qs60 .....	88
Figura 4.9: Progresión de la energía específica en dos condiciones cinemáticas y dos condiciones de diamantado con sus respectivas pendientes, agresividades y <i>G-ratio</i> .....	90
Figura 4.10: Pendiente de las pruebas de pasadas consecutivas en función de la agresividad y de la tasa de arranque más un ajuste en función de estos parámetros .....	91
Figura 4.11: Temperaturas límite de quemado en función del tiempo de contacto más un ajuste de los resultados. ....	92
Figura 4.12: Energía específica vs agresividad en las condiciones de rectificado de la Tabla 4.8 y la ecuación de ajuste en base a la agresividad.....	94
Figura 4.13: (a) Potencia medida durante cada pasada y valor de la potencia última, (b) señal de Eddy current <i>in-process</i> , (c) inspección por ácidos, (d) simulación de la temperatura en la cara ( $\epsilon_w=0.5$ ) .....	95
Figura 4.14: Ajuste de las pendientes de incremento de energía específica en rectificado de caras con muela recta en función de la agresividad y de la tasa de arranque.....	98
Figura 4.15: Temperatura límite simulada en el momento de detectar daño térmico en función del tiempo de contacto (a) con el modelo analítico y (b) con el modelo numérico de diferencias finitas.....	99
Figura 4.16: Curvas de progresión de energía específica para diferentes alturas de cara con ratio de velocidades (a) $q_s=120$ y (b) $q_s=60$ .....	101
Figura 5.1: Respuesta espectral de cada una de las células que componen los fotodiodos de dos colores de InGaAs-InGaAs.....	106
Figura 5.2: Gráfico de medición de <i>rise-time</i> de un componente electrónico. ....	107
Figura 5.3: Espectro de permeabilidad de la fibra multimodo M37L01. ....	108
Figura 5.4: Montaje del horno, juego de lentes, fibra óptica y pirómetros para la calibración.....	108
Figura 5.5: Carta de calibración del pirómetro. ....	109
Figura 5.6: Esquema de montaje de pirómetro para medición de temperaturas en operaciones de rectificado plano. ....	110
Figura 5.7: Simulación numérica de la distorsión de una cavidad en el cuerpo de la pieza durante el rectificado. ....	111
Figura 5.8: Representación de las cuatro temperaturas simuladas .....	112
Figura 5.9: (a) Simulación de la temperatura en el fondo de la cavidad y temperatura medida por el pirómetro, (b) temperatura en la superficie de la pieza con y sin el efecto de la cavidad .....	113
Figura 5.10: Disposición de los principales componentes del montaje del pirómetro rotativo. ....	114
Figura 5.11: Esquema básico de funcionamiento del pirómetro rotativo y áreas de recogida y envío de datos en (a) rectificado con muela angular y (b) rectificado con muela recta. ....	115

## Índice de tablas

Tabla 3.1: Condiciones simuladas de rectificado de caras con muela angular.....	66
Tabla 3.2: Condiciones simuladas de rectificado de caras con muela recta.....	71
Tabla 4.1: Tabla de especificaciones técnicas generales de las pruebas de rectificado de caras.....	81
Tabla 4.2: Parámetros de diamantado en el diámetro, radio de esquina y cara para las cuatro muelas.....	82
Tabla 4.3: Condiciones de rectificado angular en las pruebas de comportamiento energético .....	83
Tabla 4.4: Condiciones de rectificado en las pruebas de validación de modelo y comportamiento del proceso .....	85
Tabla 4.5: Tiempo de contacto, coeficiente de reparto de calor simulado, desgaste y <i>G-ratio</i> de las pruebas en la última pasada de cada prueba (*) la prueba completa es de 58 pasadas.....	88
Tabla 4.6: Condiciones de rectificado en las pruebas de influencia de diamantado .....	89
Tabla 4.7: Tiempo de contacto y coeficiente de partición de calor en las cuatro condiciones así como el desgaste medio en la última pasada y el <i>G-ratio</i> calculado .....	92
Tabla 4.8: Condiciones de rectificado en las pruebas de comportamiento energético con muela recta.....	93
Tabla 4.9: Condiciones cinemáticas de rectificado en las pruebas de validación de modelo .....	94
Tabla 4.10: Parámetros de rectificado de pruebas de comportamiento del proceso .....	96
Tabla 4.11: Resultados de las pruebas de influencia de los parámetros cinemáticos más el coeficiente de reparto de calor y la temperatura máxima simulada. ....	97
Tabla 4.12: Condiciones de rectificado en las pruebas de influencia de la altura del perfil de muela recta .....	100
Tabla 5.1: Parámetros de los ensayos de rectificado plano de medición de temperatura .....	110
Tabla 5.2: Parámetros medidos en cada pasada de los ensayos de medición de temperatura en rectificado plano .....	111

# Nomenclatura

Variable	Unidad	Nombre
$a_d$	[mm]	Profundidad de pasada del diamantado
$a_e$	[mm]	Avance por vuelta (rectificado cilíndrico) Avance por pasada (rectificado plano)
$a_{e1}$	[mm]	Profundidad de pasada por vuelta en el radio de esquina
$a_{e2}$	[mm]	Profundidad de pasada por vuelta en el desahogo
$a_{er}$	[mm]	Avance por vuelta en el radio de esquina
Aggr	-	Agresividad
$Al_2O_3$	-	Alúmina
$a_t$	[mm]	Profundidad de pasada total
$b$	[mm]	Ancho de contacto
$b_1$	[mm]	Ancho de contacto en el radio de esquina de la muela (muela recta)
$b_2$	[mm]	Ancho de contacto en el desahogo de la muela (muela recta)
BN	-	Barkhausen Noise
$C$	[mm <sup>-2</sup> ]	Número de granos abrasivos por unidad de área
$C_1$	[W.m <sup>2</sup> ]	Primera constante de Planck
$C_2$	[m.K]	Segunda constante de Planck
CBN	-	Cubic Boron Nitride
$C_p$	[J/(Kg.K)]	Calor específico
$d_e$	[mm]	Diámetro de muela equivalente en la cara
$d_{er}$	[mm]	Diámetro de muela equivalente en el radio de esquina
$d_s$	[mm]	Diámetro máximo de muela
$dt_{max}$	[s]	Instante de tiempo mínimo en la simulación de diferencias finitas
$dx, dy, dz$	[mm]	Tamaño de los volúmenes de control del modelo de diferencias finitas
$e_0$	[J/mm <sup>3</sup> ]	Energía específica mínima en la expresión de ajuste
$e_w$	[J/mm <sup>3</sup> ]	Energía específica
{f}	-	Vector de términos independientes
G-ratio	-	Ratio entre el consumo de muela y el volumen rectificado de pieza
$h$	[mm]	Altura de cara
$h_f$	[W/m <sup>2</sup> ]	Coefficiente de convección del fluido refrigerante
$h_m$	[mm]	Espesor máximo de viruta
HRC	[HRC]	Dureza Rockwell C
InGaAs	-	Arseniuro de Indio y Galio
$k$	[W/(m.K)]	Coefficiente de conductividad térmica
$K$	-	Primer parámetro de ajuste de la energía específica
$l_c$	[mm]	Longitud geométrica de contacto en la cara
$l_{c1}$	-	Zona de mayor avance por vuelta en la cara en rectificado con muela recta
$l_{c2}$	-	Zona de menor avance por vuelta en la cara en rectificado con muela recta
$l_{cr}$	[mm]	Longitud geométrica de contacto en el radio de esquina
M10	-	Muela angular de $\alpha=10^\circ$
M20	-	Muela angular de $\alpha=20^\circ$
M30	-	Muela angular de $\alpha=30^\circ$
MBN	-	Magnetic Barkhausen Noise
[M]	-	Matriz de coeficientes
$M_c$	-	Matriz de coeficientes de la viruta
$M_f$	-	Matriz de coeficientes del fluido
$M_g$	-	Matriz de coeficientes del abrasivo
$M_l$	-	Matriz de coeficientes de pieza local
$M_w$	-	Matriz de coeficientes de pieza global
$n$	-	Segundo parámetro de ajuste de la energía específica
$N(T, \lambda)$	[W/sr.m <sup>2</sup> .nm]	Radiancia espectral a la longitud de onda $\lambda$ por un cuerpo negro a una temperatura $T$
NASA	-	National Air and Space Administration
$n_w$	[rpm]	Velocidad de rotación de la pieza
$P$	[W]	
$P_{lim}$	[W]	Potencia límite de quemado
$q$	[W/mm <sup>2</sup> ]	Calor generado en el área de contacto
$Q'_w$	[mm <sup>3</sup> /(mm.s)]	Tasa de arranque por unidad de ancho de muela
$q_{ch}$	[W/mm <sup>2</sup> ]	Calor transmitido a la viruta
$q_{conv}$	[W/m <sup>2</sup> ]	Calor extraído por convección
$q_f$	[W/mm <sup>2</sup> ]	Calor transmitido al fluido
$q_m$	[W/mm <sup>2</sup> ]	Calor transmitido a la muela



$q_s$	-	Ratio de velocidades de pieza y muela
$Q_w$	[mm <sup>3</sup> /s]	Caudal de viruta
$q_w$	[W/mm <sup>2</sup> ]	Calor transmitido a la pieza
$r$	-	Ratio entre ancho y espesor de una viruta
$R$	[A/W]	Respuesta espectral del fotodiodo
$r_0$	[mm]	
$R_a$	[μm]	Rugosidad media
$r_p$	[mm]	Posición radial del sensor de temperatura del pirómetro rotativo
$r_w$	[mm]	Radio de la pieza en un punto cualquiera
$r_{w1}$	[mm]	
$r_{w2}$	[mm]	
$s$	-	Coordenada de posición en el perfil de la muela
$\{T\}$		Vector de temperaturas
$T$	[°C]	Temperatura máxima en la superficie de la pieza
$t$	[s]	Tiempo transcurrido de simulación
$t_c$	[s]	Tiempo de contacto
$T_\infty$	[°C]	Temperatura del líquido refrigerante
$T_{i,j,k,m}$	[°C]	Temperatura de in nodo de coordenadas (i,j,k) en el instante (m)
$T_{lim}$	[°C]	Temperatura límite de quemado
$t_{sim}$	[s]	Tiempo total simulado
$V$	[V]	Respuesta de un fotodiodo
$v_f$	[mm/min]	Velocidad de avance
$v_f$	[mm/min]	Velocidad de avance
$v_{fa}$	[mm/min]	Velocidad de avance axial
$v_{fd}$	[mm/min]	Velocidad de avance del diamantador
$v_s$	[m/s]	
$v_w$	[mm/s]	
$\alpha$	[°]	Ángulo de muela en muela angular
$\alpha$	[m <sup>2</sup> /s]	Difusividad térmica del material
$\alpha'$	[°]	Ángulo de avance
$\beta$	[°]	Ángulo de desahogo en el perfil de la muela recta
$\gamma$	[°]	Ángulo girado por la pieza desde el último contacto con la muela
$\gamma$	[°]	Ángulo girado por la pieza hasta llegar al punto de contacto con la muela
$\delta$	[°]	Zona de transición entre la cara y el radio de esquina (muela recta)
$\Delta$	[J/mm <sup>3</sup> .pasada]	Pendiente de incremento de energía específica
$\varepsilon$	-	Emisividad de una superficie
$\varepsilon_w$	-	Coeficiente de reparto de calor a la pieza
$\theta_m$	[°C]	Incremento máximo de temperatura
$\lambda$	[μm]	Longitud de onda
$\rho$	[Kg.m <sup>3</sup> ]	
$\varphi$	[°]	Arco de contacto
$\psi$	[°]	Ángulo relativo entre la velocidad de la pieza y de la muela en un punto del área de contacto
$\Omega$	[rad]	Indicador de la posición angular del punto analizado en el radio de esquina

## Capítulo 1: Introducción



# 1 Introducción

El rectificado es uno de los procesos de fabricación más antiguos conocidos. A pesar de ser un proceso que acumula muchos años de experiencia, se trata de un potente campo de investigación en el actual tejido industrial. El rectificado es un proceso de mecanizado por abrasión que comprende operaciones de alto volumen de material arrancado como el HEDG (*High Efficiency Deep Grinding*) hasta operaciones de superacabado. En este sentido, la investigación en torno al rectificado busca mejorar los procesos tanto en eficiencia y productividad como en precisión y acabado superficial ganando terreno en la cadena de producción por un lado al torneado y al fresado y por el otro al pulido.

## 1.1 Contexto industrial

El progresivo incremento en la exigencia en cuanto al acabado superficial, así como de la demanda de piezas con tolerancias geométricas estrechas con una mayor productividad hace imprescindible el continuo trabajo de investigación en el campo del rectificado. Es por esto por lo que el rectificado es un proceso de creciente demanda tanto para la producción de piezas como para la investigación en la optimización de los propios procesos.

En la actualidad se pueden encontrar diferentes variedades de rectificado, disposiciones de pieza y de muela y diferentes técnicas, así como combinaciones de materiales tanto de pieza como de muela. Esto hace necesario un enfoque científico de este proceso además del tradicional enfoque empírico de la experiencia. De esta forma se pueden estudiar los diferentes problemas surgidos durante la producción de forma rigurosa.

En un proceso real, el valor de las piezas al llegar al momento de ser rectificadas es prácticamente el valor final del producto por lo que las pérdidas por chatarras son elevadas. Esto es especialmente grave en sectores como el aeronáutico donde el valor añadido de las piezas es alto debido a su complejidad de producción.

Entre otros, el quemado de piezas o el daño térmico es un problema recurrente. Se trata de cambios microestructurales en la pieza debidos a las altas temperaturas que provoca el rectificado. Además de esto, en rectificado de caras este problema es común debido, por un lado, a la compleja interacción cinemática entre pieza y muela y por otro lado a una falta generalizada de estudios y conocimientos específicos sobre este proceso. En este marco industrial es donde surge la necesidad de un análisis riguroso de este proceso, el rectificado de caras. En la actualidad se usan dos técnicas para realizar el mismo proceso las cuales se han analizado por separado ya que son completamente diferentes tanto en su planteamiento teórico como en su aplicación en producción.

## 1.2 Objetivos y contribuciones de esta tesis

Se presenta a continuación un resumen de los objetivos y contribuciones del trabajo de investigación de esta tesis doctoral.

Generar modelos cinemáticos específicos para el rectificado de caras, tanto para el rectificado con muela recta como con muela angular que sean capaces de simular de forma rigurosa la interacción entre pieza y muela en el área de contacto.

Partiendo de los modelos cinemáticos desarrollados, combinarlos con los modelos térmicos existentes de forma que se tenga una herramienta de simulación capaz de

predecir el comportamiento térmico del rectificado de caras partiendo de los parámetros básicos del proceso.

Validación de los modelos desarrollados mediante pruebas de rectificado en las que se analice el comportamiento desde el punto de vista energético, así como desde el punto de vista térmico. Se pretende hacer un estudio de la influencia de los parámetros cinemáticos en cada una de las técnicas de rectificado con las sucesivas pasadas. Para ello se analizará las consecuencias de las sucesivas pasadas en de cara al consumo de potencia, al desgaste y al daño térmico.

Combinar los modelos de simulación con los resultados de las pruebas de forma que se tenga una herramienta completa con la que se puede predecir el comportamiento del proceso y servir de orientación y optimización de procesos de rectificado de caras.

Desarrollar un dispositivo capaz de medir las temperaturas en el área de contacto durante un proceso de rectificado de caras. Este dispositivo deberá cumplir con las necesidades del proceso tanto en cuestiones de velocidad y precisión de la medida como en realizar las medidas directamente en el punto de contacto entre muela y pieza.

### **1.3 Estructura de la tesis**

Esta tesis se ha dividido en seis capítulos el primero de los cuales es el presente, en el que se ha hecho una introducción al tema del rectificado, así como de la problemática que ha dado lugar al tema de la tesis.

En el capítulo 2 se ha hecho una revisión bibliográfica de todos los trabajos en los que se ha fundamentado la investigación realizada en esta tesis. En primer lugar, se ha hecho un análisis del rectificado y de los modelos existentes sobre rectificado de caras, así como de modelos térmicos para predecir el comportamiento del proceso de cara al quemado. También se han estudiado las diferentes formas de inspeccionar superficies dañadas térmicamente y los métodos existentes para la medición de temperatura durante el rectificado.

Tras el análisis de la bibliografía se plantean en el capítulo 3 los modelos tanto cinemáticos como térmicos desarrollados en esta tesis. Se trata de un desarrollo específico para cada una de las dos principales técnicas de rectificado de caras en la que se analiza de forma local la situación cinemática en cada punto del área de contacto entre la muela y la pieza. Además, se han incluido modelos térmicos para analizar lo que ocurre localmente en el área de contacto además de globalmente a lo largo de una pasada completa de rectificado.

El capítulo 4 es la validación experimental de los modelos desarrollados y comentados en el capítulo 3 además de un análisis del comportamiento del proceso en diferentes condiciones y con las sucesivas pasadas. En este capítulo se han hecho pruebas con el fin de estudiar de forma empírica el rectificado de caras. Para ello se han planteado una serie de condiciones de rectificado basadas en condiciones reales de producción para las que se ha hecho un análisis energético respecto de la agresividad. Además, se han hecho inspecciones de quemados con el fin de relacionar las conclusiones obtenidas en los modelos térmicos con resultados reales.

Basándose en las conclusiones del capítulo 4, en el capítulo 5 se propone un diseño de un medidor de temperaturas sin contacto para rectificado de caras. El desarrollo de este medidor de temperaturas por tecnología infrarroja se ha realizado debido a la falta de una solución viable para medir las temperaturas durante un proceso real de rectificado de forma precisa en el mercado.

Por último, el capítulo 6 se trata de una recopilación de las principales conclusiones y contribuciones de la tesis. Además, también se han incluido las posibles líneas futuras y áreas de interés surgidas a raíz de este trabajo.



## **Capítulo 2: Revisión bibliográfica**





## 2 Revisión bibliográfica

### 2.1 Resumen

Este capítulo trata sobre los precedentes que han servido como base para esta tesis doctoral. Aquí se resumen los conocimientos que han sido necesarios para llevar a cabo y desarrollar el trabajo, así como las referencias más importantes o significativas en los diferentes campos que se han estudiado en el marco de la tesis. Se ha comenzado por la expresión más general del rectificado analizando los conceptos más básicos hasta llegar a desarrollos más complejos como la temperatura en la superficie de la pieza. También se hace referencia a otras materias presentes en este estudio, entre otras, simulación numérica, medición de temperatura o inspección de superficies.

En primer lugar se ha realizado una introducción general al rectificado como proceso de producción en las secciones 2.2, 2.3 y 2.4 donde se han mencionado algunas referencias básicas acerca de este proceso además de proporcionar una visión general del rectificado en la actualidad. Seguido se han comentado las referencias literarias en las que se mencione el rectificado de caras en la sección 2.5 analizando las aportaciones hechas hasta la fecha. En la sección 2.6 se ha estudiado de forma especial la termodinámica del rectificado, cómo se genera el calor en el rectificado, y los diferentes modelos existentes para poder estimar la cantidad de calor transmitida a la pieza, así como la temperatura en la superficie de la pieza. Además de esto también se han comentado las posibles consecuencias de esta temperatura en la sección 2.7 donde se comenta la integridad superficial de las piezas en procesos de rectificado, así como las diferentes formas de detectar el daño térmico en la sección 2.8. Por último, en la sección 2.9 se comentan los trabajos en los que se ha fundamentado el desarrollo de un sistema de medición de temperaturas por infrarrojos para rectificado de caras.

El rectificado de caras es una operación interesante tanto para una empresa como Danobat, que la oferta entre las posibles configuraciones de sus rectificadoras, como para el ámbito de la investigación, ya que hay pocos trabajos concretos sobre esta operación.

### 2.2 Introducción al proceso de rectificado

El rectificado es un proceso de mecanizado por abrasión. El arranque de material es llevado a cabo por una herramienta llamada muela, la cual está compuesta por granos de material abrasivo, de una dureza considerable, embebidos en una matriz de aglomerante. La mayoría de las veces el rectificado es la última aplicación que se le aplica a una pieza [1] por lo que generalmente las exigencias en cuanto a tolerancias dimensionales o de acabado superficial de una pieza son elevadas [2].

Un ejemplo de una pieza a la que se le aplica un proceso de rectificado es el disco de un motor aeronáutico que se muestra en la Figura 2.1. Este tipo de piezas requieren una tolerancia de redondez de  $\pm 1\mu\text{m}$  además de un acabado superficial de  $R_a=0,6\mu\text{m}$ . La pieza mostrada en la Figura 2.1 está montada dentro de una rectificadora Danobat VG.



Figura 2.1: Un disco de un motor aeronáutico en el plato de garras de una rectificadora VG de Danobat

Fuente: danobatgroup.com

En general, en todo proceso de rectificado hay ciertos elementos en común, a saber, la muela abrasiva, la pieza, y el refrigerante [3–5]. La interacción de estos elementos y los ajustes de los parámetros de rectificado como la velocidad de muela y pieza o la profundidad de pasada son las principales variables del proceso [6]. En un segundo plano, aunque sin perder importancia, se encuentran elementos como la propia máquina y el proceso de diamantado el cual abre un abanico aparte de posibilidades dentro del proceso de rectificado [7].

### 2.3 Mecanismo básico del rectificado

Como se ha dicho, la muela está compuesta por granos de un material duro, alúmina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), nitruro cúbico de Boro (CBN) o diamante entre otros, los cuales penetran en el material para mecanizarlo [8,9]. Aunque se use un amplio rango de tamaños de grano, en general, se puede decir que el volumen arrancado por cada grano es pequeño. Este hecho genera problemas de carácter térmico de los que se habla más adelante en este trabajo [10–12]. Además de arrancar un pequeño volumen, los granos están distribuidos de forma aleatoria por el cuerpo de la muela. Es por esto por lo que el rectificado se define como un proceso de mecanizado de filo no definido [13,14].

El ejemplo más común a la hora de explicar de la interacción de los cuatro elementos principales es el rectificado plano (Figura 2.2). La muela de diámetro ( $d_s$ ) penetra en la pieza una distancia ( $a_e$ ), y un ancho de contacto ( $b$ ). La velocidad de giro de la muela es ( $v_s$ ) y la velocidad de avance de la pieza ( $v_w$ ).

Establecidos los parámetros básicos de rectificado se puede hablar de los parámetros derivados como por ejemplo de la longitud de contacto ( $l_c$ ). Esta longitud es el arco que forma el contacto entre la muela y la pieza y viene definido por la relación geométrica entre el diámetro de la muela y la profundidad de pasada de la ecuación ( 2.1 ).

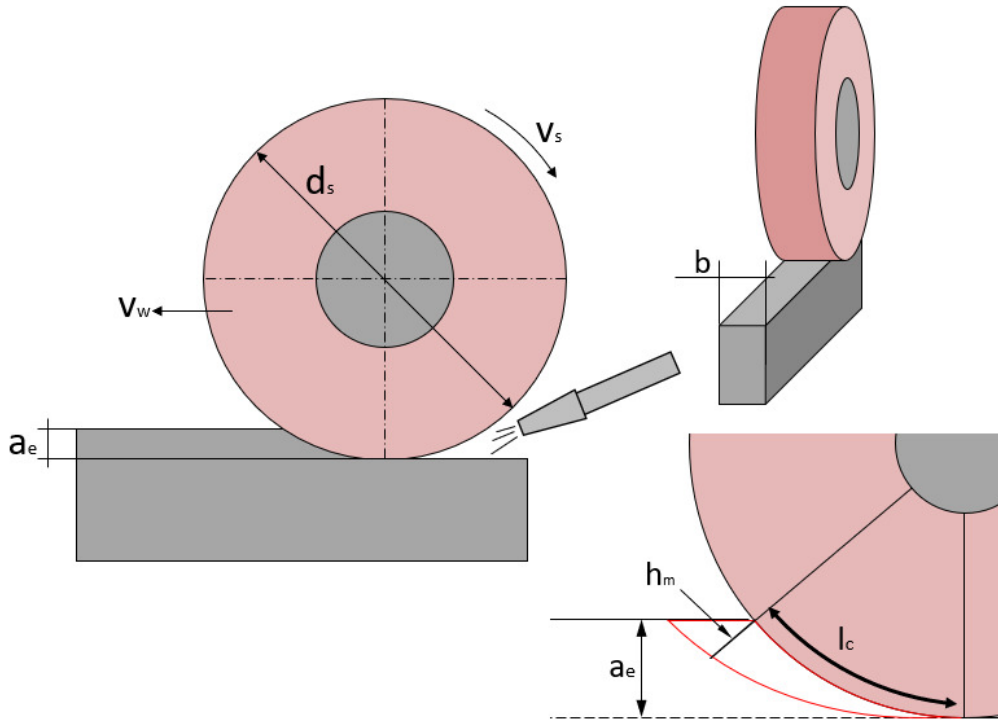


Figura 2.2: Representación del mecanismo básico y elementos principales del rectificado plano

La longitud de contacto es el recorrido que hará cada grano de la periferia de la muela durante el contacto con la pieza. Durante este recorrido el grano penetrará en la pieza deformando el material y más tarde arrancando parte y formando una viruta [15,16].

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad (2.1)$$

El tamaño de esta viruta es un factor de gran importancia ya que define la agresividad con la que se está rectificando. El parámetro que define este tamaño de viruta es el espesor de viruta indeformada ( $h_m$ ). Si se tiene que la muela avanzará sobre la pieza ( $v_w$ ) milímetros por unidad de tiempo, ( $h_m$ ) será la máxima profundidad que penetra un punto cualquiera de la periferia de la muela en la pieza. Tomando el desarrollo geométrico que se hace en [17] se tiene que el espesor máximo de viruta indeformada se define por la ecuación (2.2).

$$h_m = \left[ \frac{4}{C \cdot r} \left( \frac{v_w}{v_s} \right) \cdot \left( \frac{a_e}{d_s} \right)^{1/2} \right]^{1/2} \quad (2.2)$$

Donde (C) es el número de granos abrasivos por unidad de área o la densidad de granos y (r) es la ratio entre el ancho y el espesor de la viruta en cualquier punto de la trayectoria de contacto.

A la hora de describir cualquier proceso de rectificado, el parámetro más usado es sin duda la tasa de arranque por unidad de ancho de muela ( $Q'_w$ ). Se trata de un parámetro que indica la cantidad de material que se está arrancando por unidad de ancho de muela por lo tanto se puede decir que la tasa de arranque es la productividad del proceso. A partir de este punto se referirá a la tasa de arranque por unidad de ancho de muela como tasa de arranque. Siendo ( $Q_w$ ) el volumen de pieza arrancado por unidad de tiempo, el mismo volumen de pieza arrancado por una muela con la mitad de ancho, será un proceso el doble de productivo.

$$Q_w = a_e \cdot v_w \cdot b \quad (2.3)$$

$$Q'_w = \frac{Q_w}{b} = a_e \cdot v_w \quad (2.4)$$

Este análisis trata sobre el rectificado plano, el cuál es generalmente usado como proceso básico para exponer los principales parámetros de rectificado. Evidentemente, este no es el único proceso de rectificado que existe.

## 2.4 Clasificación general de procesos de rectificado

Dentro del proceso de rectificado hay diferentes variantes en función de la pieza que se esté trabajando o la zona de esta pieza que se desee rectificar [17]. A continuación, se muestra la Figura 2.3 en la que se pueden encontrar las principales disposiciones de trabajo en rectificado [18–21]. Hay que decir que existen variaciones posibles dentro de cada una de estas disposiciones.

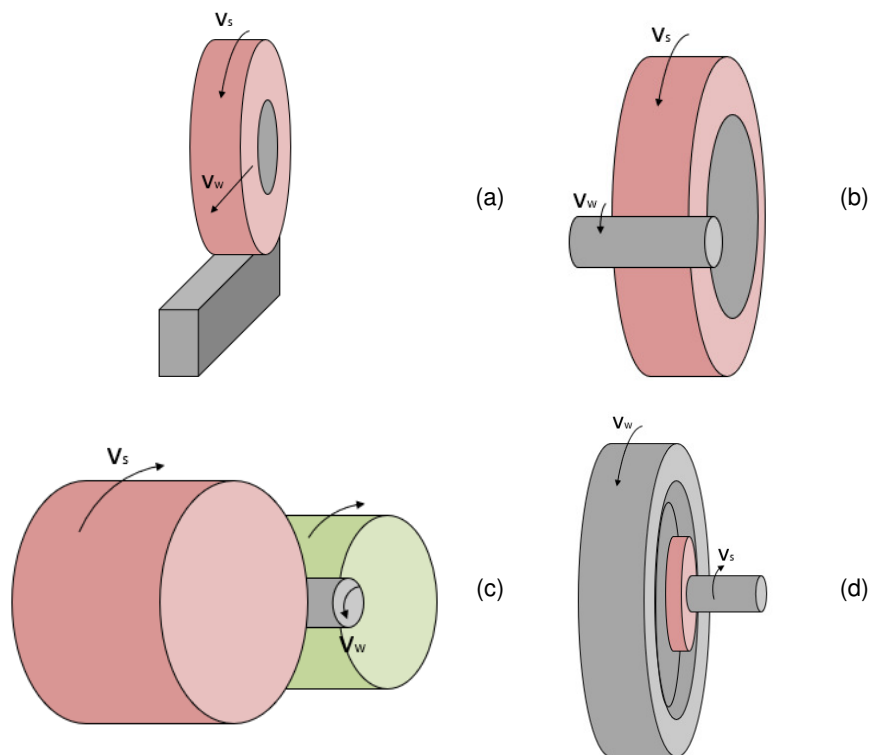


Figura 2.3: Esquema básico del (a) planeado, (b) rectificado cilíndrico exterior, (c) rectificado sin centros, (d) rectificado cilíndrico interior

Este trabajo se centra en el análisis de la operación denominada rectificado de caras. Siguiendo con la clasificación que se ha hecho, el rectificado de caras se trataría de un rectificado cilíndrico exterior, por la disposición de muela y pieza salvo que se estaría trabajando una superficie distinta de la periferia de un cilindro.

## 2.5 Cinemática del rectificado de caras

En el rectificado de caras se trabaja la cara plana contenida en un plano perpendicular al eje principal de la pieza. Igual que en otras formas de rectificado, hay diferentes operaciones posibles, rectificado de caras interiores y rectificado de caras exteriores, así como diferentes técnicas, rectificado con muela angular y con muela recta. Este trabajo se centra en el análisis termo-cinemático del rectificado de caras exterior.

Se pueden encontrar referencias a este proceso en la literatura más general sobre rectificado [17] así como en artículos más específicos de autores reconocidos [22–25]. En estos trabajos se usan las dos principales técnicas o aproximaciones a este proceso que se explicarán ampliamente en este trabajo. Estas dos técnicas son el rectificado de caras exterior con muela recta y con muela angular.

### 2.5.1 Rectificado de caras con muela angular

En [17], se menciona brevemente la posibilidad de trabajar con muelas cuyas caras no sean paralelas al eje de giro de la herramienta y hace un análisis básico sobre su cinemática.

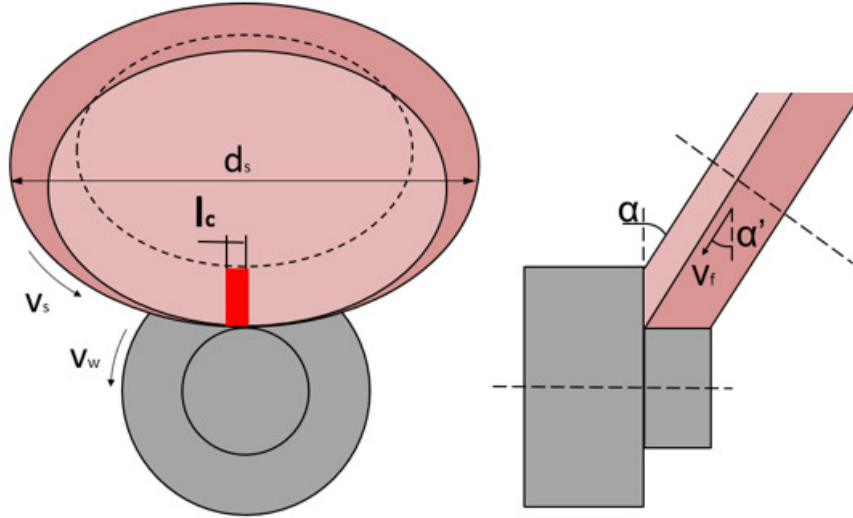


Figura 2.4: Esquema básico del rectificado con muela angular

La muela angular, por lo tanto, tendría dos caras activas con las que se podrían rectificar dos superficies en planos diferentes como se puede ver en la Figura 2.4. El ángulo ( $\alpha$ ) es el que define la herramienta geoméricamente. Las dos caras de la herramienta están a  $90^\circ$  entre sí, este ángulo podría variar, aunque  $90^\circ$  es lo más habitual. Se define con la siguiente expresión para la profundidad de pasada en la cara.

$$a_e = \frac{v_f}{n_w} \cdot \sin \alpha' \quad (2.5)$$

( $\alpha'$ ) es el ángulo de avance de la muela sobre la pieza, ( $v_f$ ) es el avance total y ( $n_w$ ) la velocidad de giro de la pieza. El rectificado de la cara con muela angular es cinemáticamente similar al rectificado plano con algunas diferencias. La muela está oblicua respecto de la cara rectificada reduciendo así el tamaño de la superficie de contacto respecto de una muela recta ( $\alpha=0$ ). Como se ha visto en la ecuación

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad (2.1)$$

, esta área de contacto dependería del diámetro de la muela sin embargo en este caso el diámetro de la muela en el punto de contacto sería un diámetro relativo en función de ( $\alpha$ ).

$$d_e = \frac{d_s}{\sin \alpha} \quad (2.6)$$

Según Malkin en [17], en los casos en los que el tamaño de la cara no sea muy grande ( $r_{w2}-r_{w1}$ ) se tomarán valores medios de ( $d_s$ ) y de ( $v_s$ ). En general el espesor de viruta indeformada será mayor en el diámetro que en la cara. Esto es porque el diámetro equivalente es mayor en la cara, por esta misma razón la longitud de contacto es mayor en la cara que en el diámetro.

En [26] aparece de nuevo brevemente mencionado el rectificado de caras con muela angular donde se compara con el rectificado de caras con muela recta. Esta técnica se explica en el próximo apartado. En este trabajo se destaca el beneficio de establecer un ángulo, por mínimo que sea, entre los ejes de pieza y muela. Un ángulo de ( $\alpha=1$ ) ya reduce mucho el área de contacto entre muela y pieza y así se disminuyen los problemas causados por fricción.

La referencia más detallada acerca del rectificado de caras con muela angular es [24] en la que Morgan propone un modelo para calcular la temperatura que considera que la tasa de arranque en cada punto de la cara es proporcional a velocidad lineal de la pieza en ese punto. Este trabajo plantea un interesante punto de vista sobre diferentes situaciones de arranque en una misma operación.

### 2.5.2 Rectificado de caras con muela recta

Como se ha mencionado en el apartado anterior, en [26] se hace una comparativa entre el rectificado de caras con muela recta y con muela angular. La mención a estas dos técnicas es destacablemente breve, aunque aquí ya se dice que la cinemática de ambas es diferente.

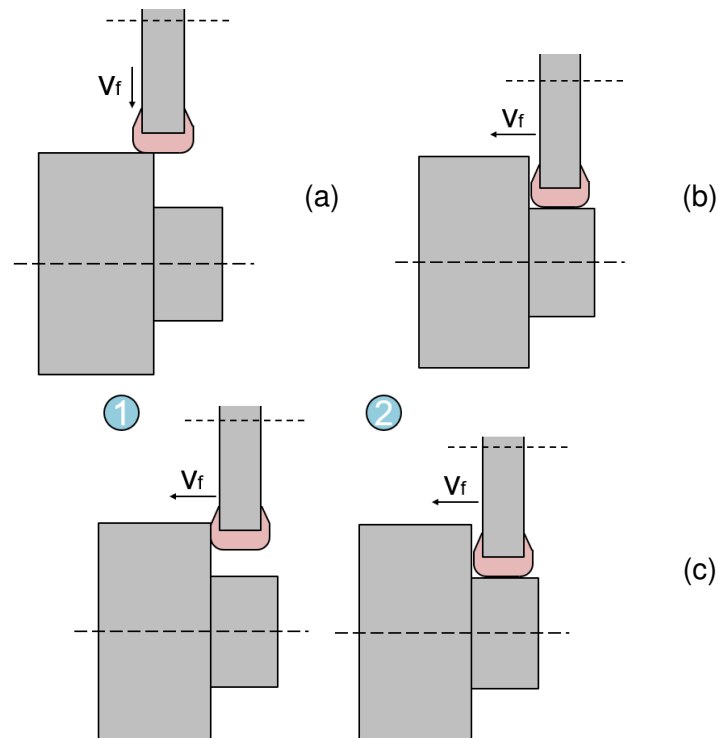


Figura 2.5: Esquema de las tres estrategias usadas por Oliveira en [22]. Avance (a) radial, (b) axial y (c) axial en dos etapas

Respecto al rectificado de caras con muela recta, se destaca, que el área de contacto entre muela y pieza es mucho mayor que al introducir un ángulo entre los ejes. Con la muela recta el arranque de material se dará con el borde de la muela y que al diamantar

la herramienta se debería introducir un radio de esquina que incremente el área activa, o sea, el área con el que la muela arranca el material de la pieza.

En una publicación más específica [22] Oliveira hace una comparativa entre tres estrategias para realizar el mismo proceso de rectificado añadiendo un análisis de lo que ocurre por zonas en el área de contacto. Estas tres estrategias son, el avance radial, o sea, un avance en plongé, el avance axial y el avance axial en múltiples etapas. Para ilustrar mejor estas estrategias se muestra la Figura 2.5.

Oliveira presenta un modelo en el que analiza en cada punto del perfil de la muela la tasa de arranque. Además, diferencia tres regiones en el rectificado de caras con muela recta, el radio de esquina (región 1), la zona de contacto entre pieza y muela (región 2) y la zona de la pieza que quedaría por encima de la región de contacto (región 3). En la región 1 el rectificado se considera como un rectificado cilíndrico. En la región 2 se dice que el rectificado es similar al rectificado de superficies con ejes paralelos en rectificado de discos y por último, la región 3 en la que el rectificado se da con el perfil interior de la muela. El artículo está centrado en comprobar cuál de las tres estrategias propuestas es mejor para la producción centrándose en el desgaste de la herramienta, el riesgo de quemado en la pieza y la flexibilidad de cada estrategia. En este artículo se aporta la perspectiva de la tasa de arranque desde el punto de vista de la muela, el cual es útil a la hora de modelizar el desgaste de la herramienta, pero no tanto cuando se pretende analizar la temperatura en la superficie de la pieza.

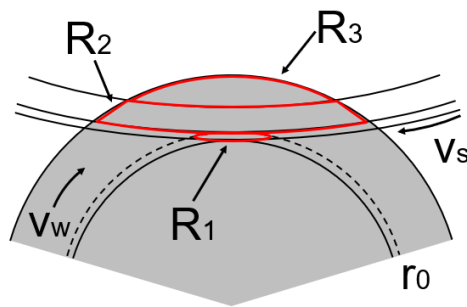
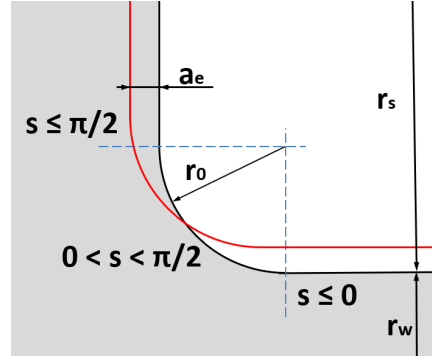


Figura 2.6: Distribución de las regiones de contacto según Oliveira en [22]

La publicación más reciente en la que se comenta el rectificado de caras es [27] en la que Drazumeric propone un método basado en la temperatura para buscar la mejor estrategia para rectificar cigüeñales. Con este objetivo, Drazumeric propone un modelo de simulación de temperaturas en el que se estima la energía específica en función de la agresividad. El concepto de agresividad se usa como un equivalente del máximo espesor de viruta indeformada ( $h_m$ ). Este concepto se explica con más detalle, más adelante en este trabajo. De nuevo, se divide el área de contacto en 3 zonas, la superficie cilíndrica, el radio de esquina y la cara de la pieza. Drazumeric usa el parámetro ( $s$ ) a modo de coordenada de posición de cada punto analizado. Así, ( $s \leq 0$ ) sería la zona del diámetro, ( $0 < s < \pi/2$ ) es la zona del radio de esquina y ( $s \geq \pi/2$ ) sería la zona de la cara (Figura 2.7). Para cada zona se propone una expresión de la profundidad de pasada y otra para la longitud de contacto. En el caso de la cara las expresiones son las siguientes.



Figura 2.7: Distribución del perfil de la pieza según el parámetro de posición ( $s$ )

$$a_e(s) = a_{z,i} \quad (2.7)$$

$$r_{eq}(s) = \frac{2 \cdot r_s \cdot r_w}{r_s + r_w} \quad (2.8)$$

$$l_c(s) = \sqrt{2 \cdot r_{eq} \left[ s - \frac{\pi}{2} \cdot r_0 + \sqrt{2 \cdot r_0 \cdot a_e(s)} \right]} \quad (2.9)$$

$$Q'_w(s) = v_w \cdot a_e(s) \quad (2.10)$$

En este trabajo, Drazumeric enfoca el rectificado con muela recta de forma similar al rectificado de caras con muela angular, aunque son procesos completamente distintos. En este modelo se asume que todo el perfil de la muela está arrancando material y se da un valor de longitud de contacto a cada punto del perfil de la muela, así como un valor de tasa de arranque sin tener en cuenta las velocidades relativas de muela y pieza, así como del área real de contacto.

## 2.6 Termodinámica del rectificado

La naturaleza abrasiva del rectificado hace que en la zona de contacto se genere mucho rozamiento entre pieza y muela [28–30]. Es por esto por lo que los procesos de rectificado suelen padecer habitualmente de problemas térmicos, concretamente las operaciones de rectificado de caras se ven afectadas especialmente por este problema [24,27]. Es por esto por lo que entender bien cómo se genera el calor en rectificado, así como los detalles que condicionan el comportamiento térmico de cada operación son esenciales a la hora de prevenir problemas térmicos.

Como se ha mencionado en el apartado 2.3 de este capítulo, en el área de contacto interactúan al mismo tiempo una gran cantidad de granos, los cuales penetran en la pieza para deformar y arrancar una pequeña cantidad de material, la viruta. La deformación plástica y el rozamiento durante el proceso de formación de la viruta hacen que la temperatura en el área de contacto sea elevada [31]. Las temperaturas alcanzadas durante el rectificado son un problema recurrente al que se le ha dedicado mucha literatura. Entre otras referencias se pueden encontrar textos clásicos aunque de gran trascendencia [32,33] y publicaciones más actuales [34,35] que intentan abordar este complejo problema.

### 2.6.1 Generación de calor

Durante su trayectoria, cada grano pasa por tres fases que definen el mecanismo de arranque de material, rozamiento, arado y corte (en inglés *rubbing*, *ploughing*, *cutting* respectivamente [9,36]). Una gran cantidad de actividad de deformación plástica [33]

unido a las pequeñas tasas de arranque que se suelen manejar en rectificado hacen que el proceso sea muy costoso energéticamente. La cantidad de energía empleada por un proceso de rectificado para eliminar una cantidad dada de material es entre 5 y 20 veces mayor que en otras operaciones de mecanizado convencional [26].

La energía generada por la deformación se convierte en calor, lo que hace que la temperatura en la zona de corte sea elevada. Es generalmente aceptado que en rectificado entre un 60 y un 85% de la energía empleada es transmitida a la pieza en forma de calor [33]. Este calor hace que la temperatura de la pieza suba y puede llegar a provocar cambios metalográficos en el material produciendo daño térmico. El calor generado durante una operación de rectificado es la potencia dividida por el área de contacto.

$$q = \frac{e_w \cdot v_w \cdot a_e \cdot b}{l_c \cdot b} = \frac{P}{l_c \cdot b} \quad (2.11)$$

La energía específica ( $e_w$ ), es un factor clave a la hora de definir energéticamente un proceso de corte. Esto es, la cantidad de energía empleada por unidad de volumen de material arrancado. La energía específica da directamente una idea de la eficiencia del proceso y viene dada por la siguiente expresión.

$$e_w = \frac{P}{Q_w} = \frac{P}{Q'_w \cdot b} \quad (2.12)$$

Donde ( $P$ ) es la potencia neta consumida en la operación de rectificado y ( $Q_w$ ) es el caudal de viruta. En [37–39] Badger plantea que la energía específica en rectificado depende de las condiciones cinemáticas y propone una expresión para la energía específica basada en el parámetro de agresividad. Este parámetro de agresividad es un equivalente del máximo espesor de viruta ( $h_m$ ) en el que no se tienen en cuenta la densidad de granos ( $C$ ) y la ratio de espesor de viruta ( $r$ ).

$$Aggr = \frac{10^6 \cdot Q'_w}{v_s \cdot l_c} \quad (2.13)$$

$$e_w = e_0 + K(Aggr)^{-n} \quad (2.14)$$

Mediante los parámetros ( $e_0$ ), ( $K$ ) y ( $n$ ) se hace un ajuste experimental de la energía específica basado en la agresividad, o sea, en los parámetros cinemáticos del proceso.

## 2.6.2 Transmisión de calor a la pieza

Como se ha mencionado antes, no todo el calor generado es transmitido a la pieza. Saber en qué medida se está repartiendo el calor es una de las claves en el problema térmico del rectificado. El calor generado durante una operación cualquiera de rectificado se transmite a los elementos que están en contacto, a saber, pieza, fluido refrigerante, viruta y muela.

$$q = q_w + q_f + q_{ch} + q_m \quad (2.15)$$

Generalmente se suele expresar la parte del calor transmitido a la pieza como un factor de reparto ( $\epsilon_w$ ) multiplicado por el calor total generado.

$$q_w = \epsilon_w \cdot q \quad (2.16)$$

El cálculo analítico de este coeficiente ha sido el objeto de varios estudios a lo largo de los años. Comenzando por una breve mención a uno de los primeros estudios llevados a cabo por Block [40] en 1937. En este estudio, se considera solamente el contacto entre dos cuerpos, los granos abrasivos y la pieza. Sabiendo que el calor total se reparte entre estos dos cuerpos, los factores de reparto de ambos se pueden expresar mediante una sola variable. Si el calor a uno de los cuerpos es  $(\varepsilon_1 q)$ , el resto del calor será transmitido al otro  $((1-\varepsilon_1) q)$ . De esta forma el factor de reparto de calor hacia cada uno de los cuerpos se puede expresar en función de la relación entre los coeficientes de conductividad térmica de los materiales de estos.

$$\varepsilon_w = \frac{1}{1 + \frac{k_2}{k_1}} \quad (2.17)$$

Haciendo un estudio más profundo, en [41] Ju propone un modelo en el que se dan efectos de intercambio de calor a escala local y global (Figura 2.8) y que el reparto de calor a la pieza en rectificado es una combinación de efectos en las dos escalas.

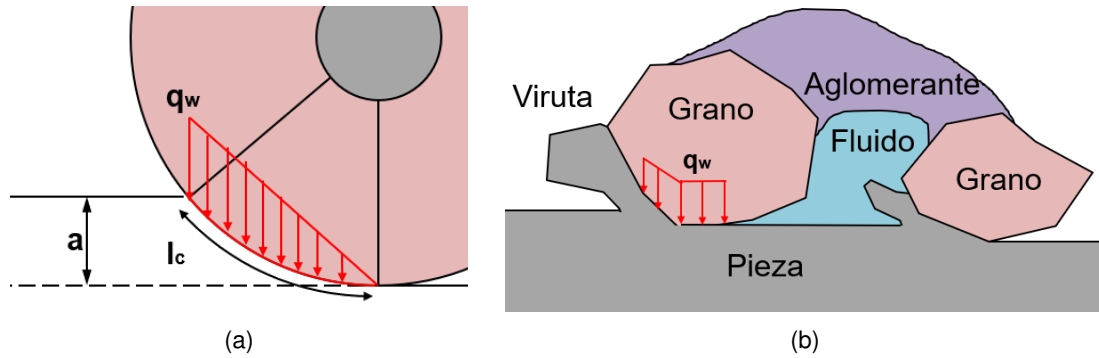


Figura 2.8: Esquema de los cuerpos intervinientes en el reparto del calor (a) a escala global y (b) a escala local

En este estudio se plantean ecuaciones de reparto de calor y cálculo de temperatura a escala global y local. Para el cálculo de la temperatura se usa el modelo analítico de Jaeger [32] el cual se analiza más adelante en este trabajo. Al final, se unen los dos modelos mediante una condición de continuidad que se resuelve usando un método numérico del que se puede obtener el reparto de calor para cada uno de los cuerpos considerados. Dividiendo la longitud de contacto en segmentos, en los que se considera la temperatura constante, se plantean las ecuaciones para cada una de las divisiones dando como resultado la siguiente ecuación matricial.

$$\{\varepsilon_w\} = \left[ M_w + M_l + M_l M_f^{-1} [M_w + M_c] [M_c + M_g]^{-1} M_g + M_c [M_c + M_g]^{-1} M_g M_f^{-1} M_w \right]^{-1} [M_c] [M_c + M_g]^{-1} [M_g] \{1\} \quad (2.18)$$

Donde  $(M_w)$ ,  $(M_l)$ ,  $(M_f)$ ,  $(M_c)$  y  $(M_g)$  son las matrices de coeficientes de pieza global, pieza local, fluido, viruta y abrasivo respectivamente. Sin entrar al desarrollo requerido para llegar a estas matrices de coeficientes, el cual está suficientemente bien desarrollado en [42,43], este método es muy versátil ya que aparte de considerar todos los materiales de los cuerpos que toman parte en el rectificado, también tiene en cuenta la influencia de los parámetros de rectificado y el tamaño de grano de la muela entre otros factores para el cálculo del reparto de calor. También se considera en este modelo el *film-boiling*, teoría por la que, a partir de una temperatura de ebullición, el fluido de corte no tendría ningún efecto en la longitud de corte y el reparto a él sería cero. En [43] Madariaga hace

uso de este método para el cálculo de la temperatura en la semi-longitud de contacto para procesos de rectificado sin centros.

### 2.6.3 Cálculo de la temperatura

Existen varios métodos para el cálculo de la temperatura en rectificado los cuales tienen sus pros y sus contras. Se trata de resolver un problema de calor, la ecuación diferencial de segundo grado o ecuación de transmisión de calor en un cuerpo sólido [44].

$$k \cdot \left[ \frac{\partial^2 T(x,y,z,t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x,y,z,t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T(x,y,z,t)}{\partial z^2} \right] = \rho c \cdot \frac{\partial T(x,y,z,t)}{\partial t} \quad (2.19)$$

Donde ( $T$ ) es la temperatura de un punto del sólido en función de tres coordenadas cartesianas y una temporal, ( $k$ ) es la conductividad térmica del material del sólido, ( $\rho$ ) es la densidad del material y ( $c$ ) es la capacidad calorífica del material del sólido.

A la hora de resolver este problema existen dos principales aproximaciones, la solución analítica o el uso de un método numérico.

#### 2.6.3.1 Solución analítica

Antes de tener las potentes herramientas de cálculo que se tienen ahora, la manera habitual de dar solución a problemas matemáticos como el planteado por la ecuación (2.19) era buscar una solución completa mediante un método analítico. Sin embargo este método de calcular la temperatura en la superficie sigue siendo ampliamente usado en trabajos actuales [23,27,45].

La solución analítica más conocida a la hora de enfrentarse al cálculo de la temperatura en rectificado es el planteado por Jaeger en 1942 [32]. Este trabajo es continuamente referenciado en la literatura por su utilidad a la hora de modelizar térmicamente un proceso de rectificado. En este modelo se propone el cálculo de la temperatura para una fuente de calor móvil a lo largo de un sólido semi-infinito. La clave de este modelo es suponer que el sistema que se está simulando se encuentra en un estado estacionario, o sea, que la temperatura por debajo de la fuente de calor será constante según se va moviendo por la superficie del sólido.

$$T(x,z) = \frac{1}{\pi \cdot k} \cdot \int_{-l}^l q(\xi) \cdot e^{\frac{v_w \cdot (x-\xi)}{2 \cdot \alpha}} \cdot K_0 \left[ \frac{v_w}{2 \cdot \alpha} \cdot \{(x-\xi)^2 + z^2\}^{\frac{1}{2}} \right] d\xi \quad (2.20)$$

Donde ( $K_0(x)$ ) es la función de Bessel modificada de tipo 2 y orden 0, ( $q(\xi)$ ) es la distribución del flujo de calor a lo largo de la superficie semi-infinita, ( $\alpha$ ) es la difusividad del material ( $l$ ) es la mitad de la longitud de la fuente de calor. De esta forma, siendo el sólido semi-infinito en el eje ( $y$ ) se puede calcular la temperatura de cualquier punto del plano ( $x$ - $z$ ). En la Figura 2.9 se muestra un esquema de la fuente de calor en movimiento junto con el sólido semi-infinito.

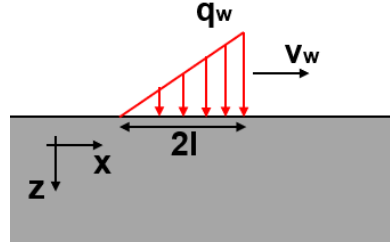


Figura 2.9: Fuente de calor móvil sobre un sólido semi-infinito

Una de las más conocidas aplicaciones de este modelo es la de Malkin y Guo en [33,46,47]. Partiendo de la solución analítica de Jaeger se aproxima un incremento máximo de la temperatura ( $\theta_m$ ) para operaciones de rectificado (*máximum temperature rise*) con la siguiente expresión general.

$$\theta_m = \frac{1.595 \cdot q_w \cdot \alpha^{\frac{1}{2}} \cdot l^{\frac{1}{2}}}{k \cdot v_w^{\frac{1}{2}}} \quad (2.21)$$

Malkin argumenta entonces, que esta aproximación es válida para aplicaciones en las que el número de Peclet no sea superior a 5 aunque también se puede considerar suficientemente precisa hasta 1 [48]. El número de Peclet no es más que una relación entre la difusividad del material, el tamaño de la fuente de calor y la velocidad de la fuente de calor.

$$L = \frac{V \cdot l}{2 \cdot \alpha} \quad (2.22)$$

Este modelo considera la fuente de calor como uniforme a lo largo de la longitud de contacto aunque algunos estudios han confirmado que una fuente de calor con forma triangular (Figura 2.9) se acerca más a la realidad del proceso [26,33]. Malkin comenta que cambiando el término 1.595 por 1.5 esta ecuación también se ajusta a los resultados.

En [23], Krajnik adapta la expresión de Malkin para el rectificado de árboles de levas y para cigüeñales usando el modelo de rectificado de caras con muela recta propuesto (modelo comentado en el apartado 2.5.2 de este capítulo). En este trabajo se plantea un ciclo de rectificado controlado por la estimación de la temperatura en la superficie de la pieza. Para ello se calcula la energía específica en función de la agresividad [37,38] del proceso en cada punto del perfil de la muela. La temperatura máxima en la superficie de la cara es por tanto expresada por la siguiente relación.

$$\theta_m = \frac{1.064}{\sqrt{k \cdot \rho \cdot c_p}} e_w(aggr(s, a_e^*)) \sqrt{\frac{v_s}{10^6} \cdot a_e^* \cdot aggr(s, a_e^*)} \quad (2.23)$$

Siendo ( $e_w(aggr(s, a_e^*))$ ) la energía específica en función de la agresividad en cada punto del perfil de la muela y ( $a_e^*$ ) la profundidad de pasada en función de la posición en el perfil de la muela. El análisis cinemático de este modelo en particular se encuentra en el apartado 2.5.2 de este capítulo.

### 2.6.3.2 Solución numérica

Las soluciones analíticas son solo viables para resolver problemas relativamente simples. En general, muchos problemas prácticos implican geometrías o condiciones de contorno complejas que no son posibles de resolver de manera analítica. Una solución

numérica es capaz de dar solución a este tipo de problemas complejos dividiendo el espacio y planteando una ecuación de continuidad mucho más sencilla de resolver en cada una de las divisiones [49–52]. Los métodos numéricos proporcionan una solución para cada punto discreto dentro de los límites del problema mediante una serie de ecuaciones algebraicas simultáneas. El principal problema de este tipo de métodos es que se ha de tener en cuenta que en algunas situaciones las soluciones numéricas pueden oscilar en tiempo y en espacio por lo que se pueden provocar inestabilidades [44].

Basándose en la ley de conservación de la energía, dentro de un volumen de control.

$$[\text{Entrada}] - [\text{Salida}] + [\text{Generación de calor}] - [\text{Acumulación de calor}] = 0 \quad (2.24)$$

Suponiendo un punto cualquiera  $(i, j)$  dentro de un espacio bidimensional como el de la Figura 2.10, se establece el volumen de control.

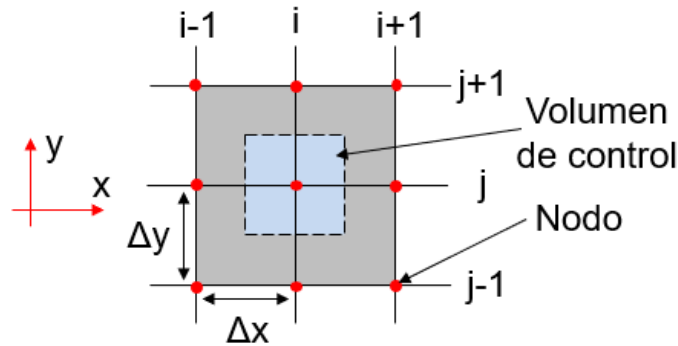


Figura 2.10: Volumen de control para conducción en dos dimensiones

Establecido el volumen de control se definen las condiciones de contorno y de transferencia de calor. En un nodo cualquiera, en un instante cualquiera, la ecuación de la conservación de la energía queda como la siguiente expresión.

$$\begin{aligned} & k \cdot \frac{T_{i-1,j,m} - T_{i,j,m}}{\Delta x} \cdot \Delta y + k \cdot \frac{T_{i,j-1,m} - T_{i,j,m}}{\Delta y} \cdot \Delta x + k \cdot \frac{T_{i,j+1,m} - T_{i,j,m}}{\Delta y} \cdot \Delta x + k \cdot \frac{T_{i+1,j,m} - T_{i,j,m}}{\Delta x} \cdot \Delta y \\ & + \dot{q}_{G,i,j,m} \cdot \Delta x \cdot \Delta y \\ & = \rho \cdot c_p \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \frac{T_{i,j,m+1} - T_{i,j,m}}{\Delta t} \end{aligned} \quad (2.25)$$

Los términos de esta ecuación son respectivamente, la conducción de calor por los nodos adyacentes, el aporte de calor debido a una fuente de calor ( $\dot{q}_{G,i,j,m}$ ) y la acumulación de calor en el volumen de control donde ( $\rho$ ) es la densidad del material del volumen de control y ( $c_p$ ) es el calor específico del material. El segundo término de la ecuación puede valer tanto para modelizar la fuente de calor debido al rectificado como la extracción de calor por convección forzada debido al refrigerante. La temperatura del nodo en el instante calculado será ( $T_{i,j,k,m+1}$ ). Mediante este método, llamado método explícito, se calcula la temperatura del volumen en el instante ( $m+1$ ) partiendo de la temperatura en un instante ( $m$ ). Planteando esta misma ecuación para todos los nodos del volumen y reordenando términos se puede resolver la temperatura para un instante de tiempo resolviendo la siguiente ecuación matricial.

$$[M] \cdot \{T\} = \{f\} \quad (2.26)$$

Donde ( $[M]$ ) es la matriz de coeficientes, ( $\{T\}$ ) es el vector de temperaturas de todos los nodos y ( $\{f\}$ ) es el vector de términos independientes. Para iniciar el cálculo es necesario una condición inicial, esto es, un instante en el que la temperatura de todos los nodos sea conocida.

## 2.7 Integridad superficial en procesos de rectificado

La integridad superficial puede definirse como las propiedades de una pieza influenciadas física, química y geoméricamente por el proceso de mecanizado. Esta integridad es analizada en rectificado en varios aspectos, entre otros, la rugosidad y acabado superficial, la metalurgia del material de la pieza o las tensiones residuales [53]. Se suele llamar comúnmente daño térmico o quemado cuando la integridad superficial de la pieza es comprometida por las altas temperaturas que se suelen dar en rectificado. El daño térmico en rectificado de aceros se puede presentar de varias formas que afectan a la pieza de forma diferente.

### 2.7.1 Decoloración de la superficie

El efecto más llamativo y que más se asocia con el quemado de piezas es la decoloración de la superficie (Figura 2.11). Estudios como [54] han observado que las capas superficiales modificadas estructuralmente por mecanizado, reaccionan con el entorno y son ricas en oxígeno. Sin embargo, este efecto, aunque llamativo, es puramente estético y es posible eliminarlo fácilmente mediante chispeo. Un problema mayor son los cambios microestructurales que se suelen dar cuando las condiciones de rectificado son muy abusivas o bien se cruza un límite térmico dado por el material.



Figura 2.11: Decoloración de la superficie de la pieza por el efecto térmico del rectificado. Fuente: [55]

### 2.7.2 Retemplado (Re-Hardening)

En general las piezas de acero que se rectifican suelen llevar un tratamiento térmico de temple más o menos profundo en función de las especificaciones de la pieza, por lo que su estructura superficial es martensítica. Si la temperatura de rectificado es tan alta como para cruzar la temperatura de austenización, la martensita de la superficie se convertirá en austenita para después rápidamente volverse de nuevo martensita. Este efecto conocido como *Re-hardening* hará que en la superficie se cree una capa de un material más duro que el inicial, aunque de mayor fragilidad. Además, bajo la capa superficial se encuentra que en una capa más interna se ha reducido la dureza del material base. La dureza de la pieza en profundidad se puede ver en la Figura 2.12. Es posible que, con este cambio tan brusco de fases, más aún si es algo incontrolado, puede hacer que aparezcan tensiones superficiales y grietas en la superficie.

Sin embargo, hay autores que han sacado partido de esto [56] mediante el grind-hardening o daño térmico controlado. Se trata de una técnica en la que se tiene controlado el endurecimiento que va a provocar el rectificado en la superficie para aplicar un tratamiento térmico a base de rectificar la pieza.

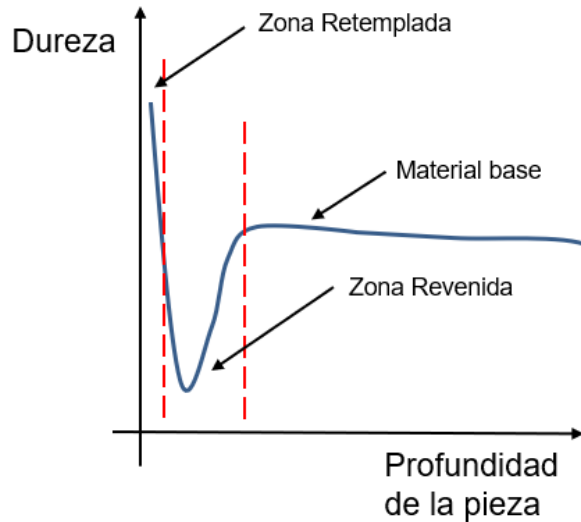


Figura 2.12: Efecto del daño térmico sobre la dureza de la pieza en función de la profundidad

### 2.7.3 Revenido (Tempering)

Si la temperatura de rectificado no supera la temperatura de austenización, la martensita del material base sufre un proceso de revenido. Por el cual su dureza baja. En la Figura 2.12 se puede ver también el efecto del revenido. En este caso la pieza carecería de la capa superficial de alta dureza y solamente se tendría a partir del valle en el que la dureza ha disminuido.

## 2.8 Detección de daño térmico en rectificado

Para la identificación de los defectos de origen térmico en piezas se usa habitualmente una técnica conocida como inspección por ácidos, baño ácido o *acid etching*. Esta técnica está altamente estandarizada en muchos procesos industriales y es relativamente fácil de aplicar. Por otro lado, es una técnica cuyo resultado está muy condicionado por la pericia del operario que lleve a cabo la prueba además de generar residuos contaminantes y que lleva mucho tiempo de preparación y de proceso.

Además de la inspección por ácidos existen también técnicas magnéticas que se están implementando cada vez más en procesos industriales como el ruido de Barkhausen o *eddy-current* [57]. Estas técnicas presentan entre otras, la ventaja de poder realizar análisis mucho más rápido que con los ácidos y por tanto ser integradas en el propio proceso. Esto último es de gran importancia para empresas como Danobat vista la corriente industrial actual.

### 2.8.1 Acid etching

Esta técnica de detección de daño térmico consiste en atacar la superficie rectificada con ácidos que revelan cambios en la estructura del metal. Se trata de una técnica altamente estandarizada en algunos procesos como el rectificado de engranajes.



En la norma ISO - 14104:2017 se dan los detalles generales del proceso de inspección por ácidos. En primer lugar, se debe limpiar bien la pieza y sobre todo la superficie a inspeccionar ya que si hay impurezas, estas podrían generar dudas en el resultado. Seguido se sumerge la pieza hasta hundir completamente la superficie a inspeccionar durante 60 segundos en una disolución de 3% de ácido nítrico en etanol. Después se sumerge la pieza en agua durante otros 60 segundos y se seca. Una vez seca la pieza se hace la misma operación, pero sumergiendo la pieza durante 60 segundos en una disolución de 5% de ácido clorhídrico en 95% de etanol. De nuevo, se sumerge en agua para parar la reacción y se seca la pieza. Tras esto se impregna la pieza en aceite para evitar que se oxide por los ataques con ácidos y se procede con la inspección visual.

Según la norma, en función del tono del gris de la superficie rectificada se sabrá si la pieza está quemada o no. Para esta inspección se aporta una escala de grises.

Como se puede ver este proceso es bastante manual por lo que el resultado es poco preciso. Además, la comparación con una escala de grises estándar tampoco es muy fiable por lo que en general se suele hacer una inspección diferencial en la propia pieza. Esto es que se consideran quemados cuando en la misma superficie se ven diferentes tonos de grises. Como ejemplo se pone la Figura 2.13 en la que se pueden ver las dos piezas a las que se les ha practicado esta inspección. La de la izquierda se considera como no quemada porque su superficie está uniforme. En la pieza de la derecha se pueden ver marcas de revenido en la mitad exterior de la cara.

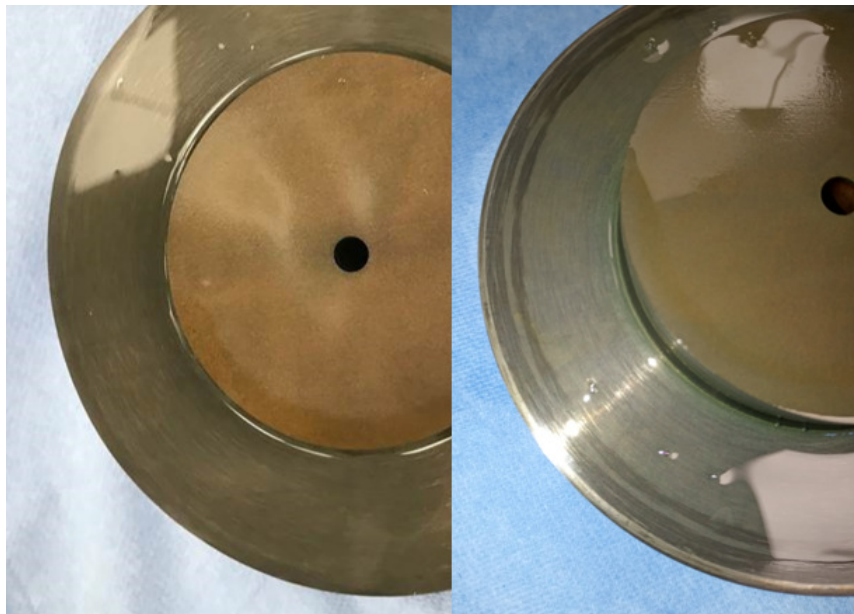


Figura 2.13: Resultados de pruebas de ácidos para detección de daño térmico en la superficie de las piezas rectificadas, Izquierda, pieza limpia, Derecha, pieza quemada

En resumidas cuentas, la inspección por ácidos es un proceso muy sencillo de llevar a cabo y que permite la inspección de una superficie sin mucho equipamiento extra. La contra de este tipo de inspección es que se generan muchos residuos contaminantes que hay que gestionar, que es una inspección poco precisa y que requiere mucho tiempo de preparación.

### 2.8.2 Ruido de Barkhausen

El método de ruido Barkhausen (BN), también conocido como Magnetic Barkhausen Noise (MBN), fue descubierto en 1919 por el científico alemán, el Prof. Heinrich

Barkhausen [58]. Para que exista el ruido de Barkhausen, es necesario magnetizar la pieza a través de un campo magnético externo, por lo que el MBN solo se puede aplicar en materiales ferromagnéticos.

La medición del ruido Barkhausen requiere la aplicación de un campo magnético externo generado por un sensor. El sensor consiste básicamente en un yugo de ferrita con bobina (piezas de polo de magnetización) y un captador de ferrita (pieza de polo de detección) para detectar la señal de BN (Figura 2.14). Durante la medición, el sensor magnetiza y desmagnetiza la muestra en un ciclo. El sistema de inspección se completa con un amplificador de señal y un sistema de introducción de filtro que permiten tratar la señal. Las características de la señal BN son la amplitud, el pico y la forma del ancho que se ven afectados por la microestructura de la muestra y el campo de magnetización aplicado [59].

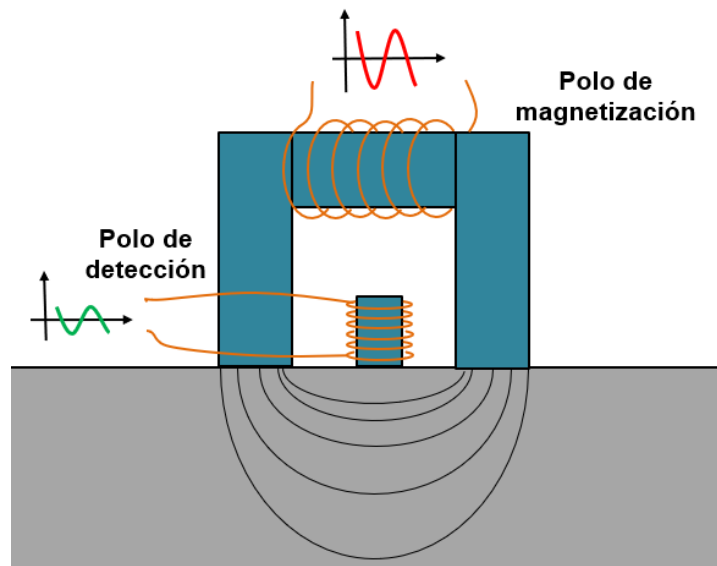


Figura 2.14: Esquema del funcionamiento de un sistema de medición por ruido de Barkhausen

El ruido de Barkhausen proporciona información tanto de la superficie como de la sub-superficie. La microestructura del material afecta directamente a la señal. Cuando hay tensiones la estructura de dominios se reordena, aumentando el volumen de los dominios orientados en la dirección de elongación de manera que se minimiza el aumento de energía elástica [60]. Cuando se aplica un campo magnético, el cristal se magnetiza y aparecen polos magnéticos en su superficie. Cuando el material está sometido a tensiones compresivas es más difícil magnetizar, porque la magnetización aumenta la energía elástica. Por el contrario, bajo tensiones de tracción la magnetización no cambia la energía elástica, lo que facilita dicha magnetización. Así, este método de medida de tensiones residuales se basa en el fenómeno de la dependencia de la magnetización con las tensiones residuales presentes en el material.

### 2.8.3 Corrientes inducidas *eddy-current*

Las técnicas no destructivas de corrientes inducidas tienen tres aplicaciones fundamentales: la primera de ellas, y por las que son ampliamente conocidas, es la detección de discontinuidades en los metales que se inspeccionan. La segunda aplicación es la metrología de distancia, como la medición de espesor de revestimiento conductor, no conductor y de óxido sobre metales. Finalmente, la tercera aplicación de

estas técnicas es la medición de la composición química y/o la microestructura resultante de piezas tras haber sido sometidas a ciclos o tratamientos térmicos [61].

El principio de las técnicas de corrientes inducidas de Foucault se basa en la interacción entre una fuente de campo magnético alterno y el material de ensayo (conductor) y en el cual se inducen corrientes. En caso de la presencia de grietas en el metal inspeccionado, se producen cambios en el flujo de la corriente que es detectado por los equipos de instrumentación.

Cuando aparece una discontinuidad se produce variación en la impedancia del solenoide, que es monitorizada mediante la señal de tensión o de corriente, por el equipo de instrumentación (Figura 2.15).

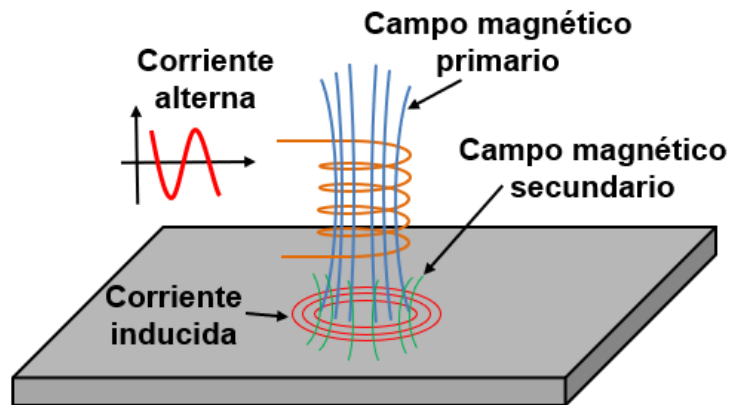


Figura 2.15: Interacción de la sonda inductiva con pieza de ensayo

Además de la aplicación tradicional de detección de defectos, los ensayos no destructivos con corrientes inducidas permiten determinar propiedades físicas y metalúrgicas del acero. Las técnicas de corrientes se caracterizan por su fiabilidad para la caracterización de los tratamientos térmicos en entornos industriales y ahorran costes de fabricación [62]. Estas técnicas aportan ventajas sobre los métodos tradicionales de indentación ya que permiten ensayos sin contacto y sin retardos significativos permitiendo el análisis de la totalidad de la producción. Además, proporcionan ensayos de alta sensibilidad, alta velocidad de detección y permiten ser automatizados.

## 2.9 Medición de temperatura

La modelización de la temperatura en rectificado, como se ha visto en la sección 2.6 de este trabajo, es compleja e implica el uso de un gran número de variables y de simplificaciones que afectan a la precisión de estos modelos. Es por esto por lo que es habitual el ajuste de los modelos térmicos en rectificado mediante la medición de temperaturas durante el proceso [50].

En una operación de rectificado al uso, las temperaturas en la superficie de la pieza pueden variar desde unos pocos cientos de grados pudiendo llegar a los 800°C con unos gradientes en torno a 4000°C/s. Como se puede ver, para que sea posible el caracterizar correctamente el proceso es imprescindible el ser capaz de medir las temperaturas de forma precisa y rápida. Además de esto, en rectificado es habitual el uso de fluidos de corte como taladrinas o aceites puros de corte a altas presiones, esto dificulta el acceso al área de contacto. Como se puede observar, la medición de temperaturas en rectificado no es tarea fácil, aun así, el entender bien la termodinámica del rectificado pasa por medir temperaturas. A lo largo de los años, se ha intentado

hacer esta medición de varias formas y con diferentes sensores y aproximaciones [63–65].

### **2.9.1 Medición por contacto (termopares)**

En primer lugar, se quiere hacer una mención a los termopares por ser la tecnología más usada a la hora de medir temperaturas. Estos componentes miden la temperatura por contacto o conducción. De esta forma cuando la pieza se calienta la punta del termopar se calentará también haciendo que cambie el valor de la resistencia que hay en su interior. Si se mide la corriente que pasa por esta resistencia esto se puede fácilmente convertir en temperatura mediante una sencilla ecuación. Se interpola el valor de la lectura de voltaje en una tabla de valores dada por el fabricante [66].

Un gran número de autores han hecho ensayos de medición de temperatura con termopares [33,56,67]. Este sistema de medición es relativamente sencillo de usar además de ser bastante económico, es por ello por lo que suele ser una primera opción a la hora de hacer ensayos de medición de temperatura. Sin embargo, el hecho de medir la temperatura por contacto hace que este tipo de componentes dependan mucho de la calidad del contacto entre la punta del termopar y la pieza [63].

### **2.9.2 Medición sin contacto**

En la década de los 60 se hicieron muchos avances en el campo de la medición de temperatura por infrarrojos y una lectura indispensable en este campo es el documento técnico publicado por la NASA en 1966 [68]. Este documento es un resumen de los principales conceptos sobre medición de temperaturas a través de radiación infrarroja y en él se pueden encontrar las diferentes técnicas disponibles en el momento además de detallados manuales de aplicación y funcionamiento de equipos.

La medición de temperaturas sin contacto trata de medir el calor emitido por un cuerpo en forma de radiación. Este fenómeno se puede explicar de manera sencilla con el ejemplo del incremento de temperatura de una barra de acero. En un primer momento la barra está a temperatura ambiente, 20°C aproximadamente, y a simple vista no emite luz propia. Lo que está ocurriendo es que la radiación que está emitiendo el acero por estar a 20°C está en el espectro de la luz infrarroja y es invisible al ojo humano. Hasta llegar a los 600°C no es posible para el ojo humano detectar esta luz y es en este punto cuando empieza a notarse que la barra brilla por sí sola con un tono rojizo. Subiendo más aún, sobre los 900°C la barra tendría una luminosidad de mayor intensidad y con un color anaranjado. Llegando a los 1200°C la barra estaría completamente incandescente y con un color amarillo. Extrapolando este ejemplo simplista y disponiendo de herramientas capaces de medir la luz infrarroja, es posible conocer la temperatura de un cuerpo en función del “color” de la luz que emite, o sea, su longitud de onda. Todos los cuerpos que estén a una temperatura por encima del cero absoluto 0°K (-273°C) emiten radiación. Esta radiación va cambiando de longitud de onda en función de la temperatura, esto se conoce como la ley de Planck. En la Figura 2.16 se puede ver a diferentes temperaturas cómo cambia la radiación emitida a lo largo del espectro de longitudes de onda.

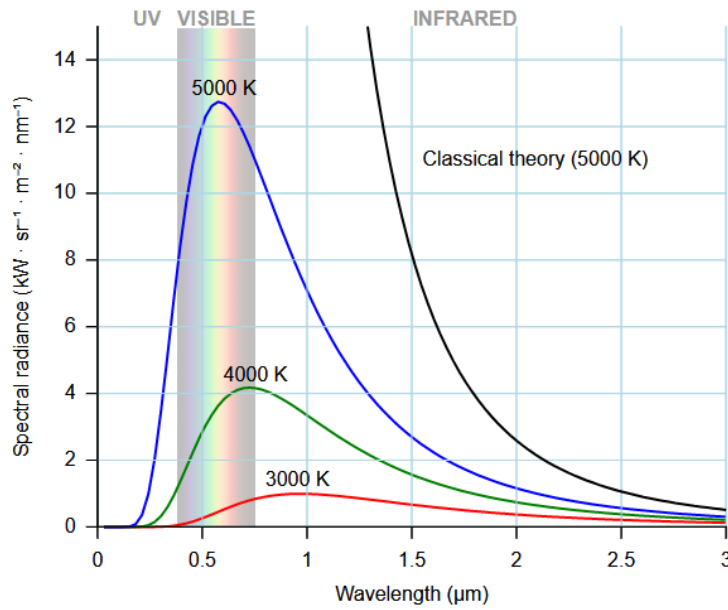


Figura 2.16: Familia de curvas de radiación emitida por un cuerpo a varias temperaturas. Fuente [69]

Todos los cuerpos no son capaces de emitir el 100% de esta energía en forma de radiación térmica. La emisividad es la efectividad del material a la hora de emitir esta energía. Cuantitativamente, la emisividad de un cuerpo es la ratio entre la radiación térmica emitida por este y la radiación emitida por un cuerpo negro. En resumidas cuentas, un cuerpo negro es un cuerpo cuya superficie tiene una emisividad de 1, o sea, que emite el 100% de la energía de radiación térmica.

La emisividad de un cuerpo está principalmente condicionada por la superficie de este, cambios en la superficie como grietas, el acabado de la superficie, óxido o incluso el color de esta pueden hacer que la emisividad cambie [68].

### 2.9.2.1 Pirómetro monocromático

Un pirómetro mide la potencia de la radiación emitida en un rango de longitud de onda concreto. Los pirómetros usan sensores llamados fotodiodos los cuales ante la presencia de luz emiten una corriente eléctrica en función de la potencia en ciertas longitudes de onda. La principal característica de un fotodiodo es su rango espectral y su longitud de onda de pico, o sea, en qué rango de longitudes de onda es capaz de medir y cuál es la longitud de onda a la que es más sensible. Un pirómetro monocromático o de un solo color tendría un solo fotodiodo con el que medir.

En uno de los primeros trabajos en los que se implementa esta tecnología para la medición de temperaturas en rectificado [70] Ueda usa un pirómetro monocromático conectado a una fibra óptica para medir la temperatura de la muela. Los ensayos de este trabajo se realizan en condiciones de rectificado en seco, o sea, sin fluido de corte.

En este trabajo se usa fibra óptica para conducir la luz del punto de medición hasta el fotodiodo. Gracias a esto es posible alejar el sensor de la zona en la que se está rectificando. Este detalle ha sido muy imitado por otros autores [71–74]. La ecuación de respuesta de un fotodiodo es la siguiente.

$$V = \int_{\lambda} \varepsilon(\lambda) \cdot R(\lambda) \cdot N(T, \lambda) \cdot d\lambda \quad (2.27)$$

Donde  $(\epsilon(\lambda))$  es la emisividad de la superficie en función de la longitud de onda,  $(R(\lambda))$  es la respuesta espectral del sensor y  $(N(T,\lambda))$  es la energía irradiada por un cuerpo negro a una temperatura concreta en función de la temperatura.

$$N(T,\lambda) = \frac{c_1 \cdot \lambda^{-5}}{e^{\frac{c_2}{\lambda T}} - 1} \quad (2.28)$$

Donde  $(c_1)$  y  $(c_2)$  son la primera y la segunda constantes de Planck.

La principal ventaja de los pirómetros respecto de los sistemas de medición por contacto es su rapidez. El *rise-time* [75] de la medición en este tipo de componentes está entre los 17 y 500 ns. Además, los fotodiodos monocromáticos se pueden encontrar en diferentes rangos espectrales.

Por otro lado, el inconveniente de los pirómetros monocromáticos es que no son sensibles a los cambios en la emisividad del material. La respuesta del pirómetro monocromático, como la de cualquier instrumento de medida, tiene que ser calibrada. Durante este proceso se mide la temperatura de un cuerpo a una temperatura conocida y estable para ajustar la lectura del pirómetro mediante el factor de emisividad. El problema viene cuando hay cambios grandes de temperatura y las superficies ante estos cambios varían su emisividad. Esto hará que la medida del pirómetro sea imprecisa.

### 2.9.2.2 Pirómetro dicromático

Los pirómetros dicromáticos o de dos colores, a diferencia de los monocromáticos son capaces de medir la luz que les llega en dos rangos espectrales lo que les aporta una ventaja significativa. En la Figura 2.17 se puede ver la respuesta espectral de un pirómetro de dos colores. La respuesta espectral de un fotodiodo es la corriente en amperios que dará como respuesta por cada vatio de potencia que detecte en cada longitud de onda. Básicamente se trata de un fotodiodo compuesto de dos células fotosensibles, podría decirse que son dos fotodiodos combinados en uno. Es importante apuntar que los rangos espectrales de las dos células tienen que ser seleccionados cuidadosamente.

El pirómetro de dos colores funciona por comparación, se comparan las dos señales aportadas por las células fotosensibles para dar como resultado una única señal de temperatura. Como se ha comentado antes, durante los cambios de temperaturas las superficies de los cuerpos medidos pueden variar su emisividad. Al tener dos células fotosensibles la respuesta de una se puede comparar con la respuesta de la otra haciendo que la emisividad del material quede anulada en la ecuación. En la literatura se pueden encontrar tanto ejemplos teóricos del funcionamiento de este tipo de sensores [68,72], como de ejemplo prácticos de su utilización para medir temperaturas durante procesos de mecanizado [70,71].

$$\frac{V_1 \int_{\lambda_1} \epsilon(\lambda) \cdot R_1(\lambda) \cdot N(T,\lambda) \cdot d\lambda}{V_2 \int_{\lambda_2} \epsilon(\lambda) \cdot R_2(\lambda) \cdot N(T,\lambda) \cdot d\lambda} \quad (2.29)$$

Estos cambios de emisividad pueden afectar de forma distinta a cada longitud de onda, pero según las pruebas llevadas a cabo en [76,77], estando los rangos espectrales suficientemente cerca la emisividad en ambos rangos se puede considerar igual.

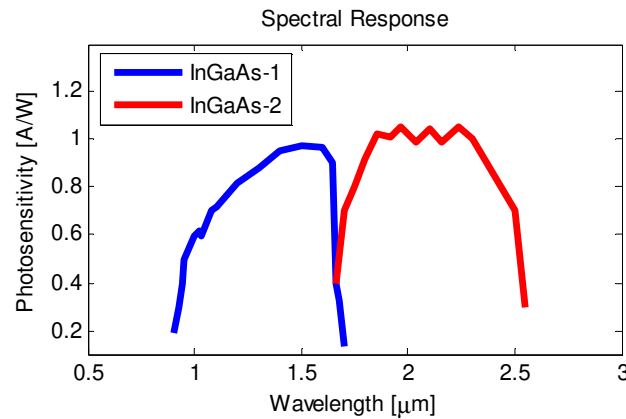


Figura 2.17: Respuesta espectral de las dos células que componen un fotodiodo de dos colores.

De esta forma el pirómetro de dos colores carece de la principal tara del monocromático con una velocidad de reacción del mismo orden. Esto hace que sean ideales para su uso en entornos en los que puede haber polvo o suciedad que bloquee parte de la señal, o en los que haya grandes cambios de temperatura que puedan afectar a emisividad de la superficie.

Así como el pirómetro monocromático tiene que ser calibrado con cada aplicación en la que se use, el pirómetro de dos colores solo se tendría que calibrar una primera vez.

## 2.10 Conclusiones

Se ha realizado la revisión bibliográfica en torno al rectificado de caras, al análisis del proceso desde un punto de vista cinemático y térmico analizando las referencias de mayor relevancia sobre este tema. Se ha comenzado por referencias en las que se analizan los procesos de rectificado desde un punto de vista más básico hasta trabajos en los que se analizan las diferentes técnicas con mayor grado de detalle. Además, puesto que el objeto de esta tesis se trata de analizar estos procesos térmicamente, también se ha hecho una revisión de la bibliografía en torno a modelización térmica de procesos de rectificado, integridad superficial y medición de temperaturas.

Los actuales trabajos de modelización del rectificado de caras son insuficientes para dar explicación a algunos fenómenos que ocurren en producción como el dañado térmico en piezas. La modelización del rectificado de caras requiere un enfoque más detallado, sobre todo con el uso de muelas rectas ya que la cinemática que hay implícita en este proceso es compleja. Además de un estudio cinemático y debido a los problemas térmicos asociados al rectificado de caras, es necesaria la simulación térmica detallada de este proceso. El estudio de los efectos locales del rectificado es importante, pero en rectificado de caras, la disposición de la muela y los efectos térmicos a escala macro geométrica junto con la refrigeración juegan un papel importante.

El estudio de las temperaturas en rectificado de caras, como en cualquier estudio térmico en rectificado, pasa por la medición de temperaturas en la superficie durante el rectificado. Actualmente no existe una herramienta comercial capaz de realizar este trabajo con la precisión necesaria y que además sea capaz de realizar las mediciones de temperatura bajo la exigencia de un proceso de rectificado en el que la pieza está en movimiento.

Por último, aunque este proceso se esté llevando a cabo en producción, existe una falta de información práctica sobre el uso de estos procesos. Sería necesario un estudio del

comportamiento del rectificado de caras con las diferentes técnicas disponibles, así como de la influencia de los parámetros de estas técnicas.





## **Capítulo 3: Modelos cinemáticos y térmicos para el rectificado de caras**



## **3 Modelos cinemáticos y térmicos para el rectificado de caras**

### **3.1 Introducción**

Durante la producción de piezas rectificadas y especialmente a las que se les aplica un rectificado de caras, es habitual que surjan problemas de daño térmico. Debido a la complejidad de este proceso y la variabilidad de las condiciones dentro de una misma operación, es necesario añadir un grado de detalle a los modelos actuales de rectificado de caras. En este capítulo se presentan los modelos cinemáticos y térmicos que se han desarrollado en esta tesis. Basándose en los modelos actuales, mencionados en el anterior capítulo, se ha avanzado en el estudio de esta operación para poder predecir la temperatura en la superficie de la pieza teniendo en cuenta la influencia de todos los factores que intervienen en el proceso. Normalmente el diámetro se rectifica al mismo tiempo que la cara en una operación real de rectificado y entre estas dos partes también es habitual encontrar un radio de esquina que va rectificado y al que tampoco se presta mayor atención en la literatura. El objetivo principal de esta sección es presentar unos modelos capaces de simular cinemática y térmicamente cualquier operación de rectificado en la que se incluya el rectificado de caras.

En primer lugar, en la sección 3.2 se presentan los modelos cinemáticos completos que se han desarrollado para rectificado de caras con muela angular (sección 3.2.1) y con muela recta (sección 3.2.2). En la sección 3.3 se presentan los modelos térmicos que se han usado en esta tesis para completar los modelos cinemáticos de cara a predecir el dañado térmico. Concretamente se comenta un modelo analítico en la sección 3.3.1 el cual se ha usado más adelante en el capítulo 4 alimentado por resultados experimentales. Se ha desarrollado también un modelo térmico numérico de diferencias finitas (sección 3.3.2) con el objetivo de complementar al modelo analítico en modelizar efectos como el de la refrigeración, la forma de la pieza o la realimentación térmica con las vueltas consecutivas. Por último, en la sección 3.4 se presenta una serie de simulaciones de los modelos desarrollados en este capítulo comentando los resultados obtenidos en diferentes condiciones de rectificado.

### **3.2 Modelo cinemático**

En primer lugar, se ha de hacer un estudio de los mecanismos de arranque, así como del área de contacto y las velocidades relativas entre pieza y muela. Las dos técnicas comprendidas en esta tesis se han analizado por separado y se ha desarrollado un modelo particular para cada una. Aun siendo los dos modelos independientes, en ambos se ha partido de una misma base en la que se analiza cada punto del área de contacto por separado. Estos puntos en conjunto forman un modelo global de la operación.

#### **3.2.1 Rectificado con muela angular**

El rectificado angular es cinemáticamente similar al rectificado plano salvo que el eje de la muela está oblicuo respecto del de la pieza (Figura 3.1). El ángulo de la muela ( $\alpha$ ) permite rectificar el diámetro y la cara al mismo tiempo sin el inconveniente de la enorme área de contacto que supondría el uso de una muela recta ( $\alpha=0$ ). Como se explica con detalle más adelante, un área de contacto de demasiado grande puede suponer un problema en rectificado debido a la gran cantidad de fricción que generaría.

El avance por vuelta en la cara ( $a_e$ ) se define por el ángulo de avance ( $\alpha'$ ), la velocidad de avance ( $v_f$ ) y la velocidad de rotación ( $n_w$ ). Un avance con ( $\alpha'=90^\circ$ ) implica que se avanza axialmente por lo que toda la acción de rectificado estará enfocada al rectificado de la cara mientras que un ángulo de ( $\alpha=0^\circ$ ) estaría enfocado exclusivamente al

diámetro de la pieza. En un proceso real, se avanzará con un ángulo intermedio que variará en función de las especificaciones de la pieza. Es habitual también que entre la cara y el diámetro de la pieza haya un radio de esquina. Así como en la cara, el avance será constante (ecuación ( 3.1 )), en el radio de esquina dependerá también de la posición del punto analizado ( $\Omega$ ) (ecuación ( 3.2 )). Se puede ver que cuando ( $\Omega=\pi/2$ ) la ecuación ( 3.1 ) y la ( 3.2 ) coinciden por lo que hay continuidad entre la cara y el radio de esquina. De la misma forma, cuando ( $\Omega=0$ ) la ecuación ( 3.2 ) será igual al avance en el diámetro y por lo tanto este modelo también incluye el rectificado del diámetro.

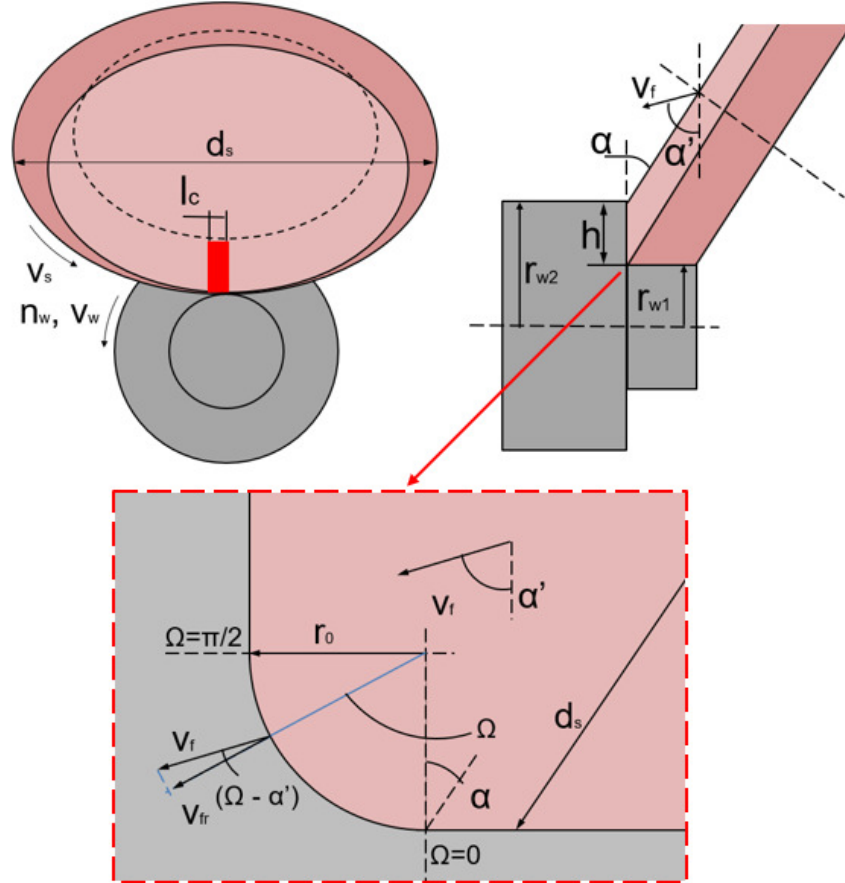


Figura 3.1: Dimensiones y velocidades principales junto con la disposición de pieza y muela en un rectificado de caras con muela angular

$$a_e = \frac{v_f}{n_w} \cdot \sin \alpha' \quad (3.1)$$

$$a_{er} = \frac{v_f}{n_w} \cdot \cos(\Omega - \alpha') \quad (3.2)$$

Para un mismo diámetro de muela ( $d_s$ ) el diámetro equivalente ( $d_e$ ) es función del ángulo de muela. Si este ángulo se reduce, el diámetro equivalente en la cara será cada vez mayor incrementando la longitud geométrica de contacto ( $l_c$ ). Este incremento del área de contacto tiene efecto sobre el comportamiento del proceso ya que, para un mismo avance por vuelta, con una mayor longitud de contacto, el espesor de viruta ( $h_m$ ) (ecuación ( 2.2 )) o su equivalente, la agresividad ( $Aggr$ ) (ecuación ( 2.13 )), será menor. En términos generales, este corte más superficial de cada grano se puede traducir en mayor rozamiento. Las consideraciones energéticas se explicarán más adelante en la sección 3.4. De igual manera que con el avance por vuelta, el diámetro equivalente será

constante en la cara (ecuación ( 3.3 )) mientras que en el radio de esquina será dependiente del punto analizado (ecuación ( 3.4 )).

$$d_e = \frac{d_s}{\sin \alpha} \quad (3.3)$$

$$d_{er} = \frac{1}{\frac{\cos \Omega}{r_{w1} + r_0(1 - \cos \Omega)} + \frac{\cos(\alpha - \Omega)}{d_s - r_0(1 - \cos \Omega)}} \quad (3.4)$$

$$l_c = \sqrt{d_e \cdot a_e} \quad (3.5)$$

$$l_{cr} = \sqrt{d_{er} \cdot a_{er}} \quad (3.6)$$

Morgan en [24] ya apunta que la tasa de arranque por unidad de ancho de muela ( $Q'_w$ ) no es constante en cada punto de la cara ya que es proporcional a la velocidad de la pieza ( $v_w$ ) (ecuación ( 3.7 )). A medida que el radio del punto estudiado ( $r_w$ ) se incrementa desde ( $r_{w1}$ ) hasta ( $r_{w2}$ ) la velocidad lineal irá aumentando y proporcionalmente, la tasa de arranque también (ecuación ( 3.8 )). La longitud de contacto también se incrementa según se aumenta el radio de esquina, debido a que la muela es troncocónica y su diámetro exterior se va reduciendo. Este último efecto es pequeño por lo que puede ser despreciado sin mayor error.

$$v_w = r_w \cdot n_w \quad (3.7)$$

$$Q'_w = a_e \cdot v_w \quad (3.8)$$

Por último, el volumen de pieza rectificado por unidad de tiempo ( $Q_w$ ), o sea, el caudal de viruta será la integral de la tasa de arranque a lo largo de la altura de cara ( $h$ ) como se muestra en la ecuación ( 3.9 ). Se puede comprobar que calculando el caudal de viruta en función del área rectificada y de la velocidad de avance, ambos cálculos dan el mismo resultado (ecuación ( 3.10 )). Para el cálculo del caudal de viruta en el radio de esquina ( $Q_{wr}$ ) hay que tener en cuenta, como se ha dicho, que el avance por vuelta será también dependiente de la posición de cada punto en el radio de esquina (ecuación ( 3.11 )).

$$Q_w = \int_{r_{w2}}^{r_{w1}} v_w(r_w) \cdot a_e \cdot dr_w \quad (3.9)$$

$$Q_w = \frac{v_f}{60} \cdot \pi (r_{w2}^2 - r_{w1}^2) \quad (3.10)$$

$$Q_{wr} = \int_{\Omega} v_{wr}(\Omega) \cdot a_{er}(\Omega) \cdot d\Omega \quad (3.11)$$

### 3.2.2 Rectificado con muela recta

Al rectificar caras con una muela recta hay que tener en cuenta que prácticamente la totalidad de la acción de rectificado estará concentrada en un área muy reducida. Identificar bien esta área y modelizarla correctamente ha sido una de las claves de este modelo. Lo primero que se puede observar es que esta acción de rectificado está dividida en dos zonas. La primera zona ( $l_{c1}$ ) (Figura 3.2) (ecuación ( 3.12 )) será donde se concentre la mayor parte del avance por vuelta ( $a_{e1}$ ) (ecuación ( 3.13 )) y habrá una segunda zona ( $l_{c2}$ ) con un avance por vuelta menor ( $a_{e2}$ ). Estos avances son función del ángulo ( $\gamma$ ) que es la parte de vuelta que habrá girado la pieza hasta llegar al punto de

contacto con la muela. En la Figura 3.2 se puede ver este ángulo con los dos valores de los puntos más extremos de la pieza, o sea, en  $(r_{w2})$ . Como se ha dicho, por cada punto de la altura de la cara, la pieza contacta con la muela en dos puntos y por lo tanto habrá dos valores de avance en  $(r_{w2})$  en función de  $(\gamma_1)$  y  $(\gamma_2)$ . La relación de  $(\gamma)$  en las dos zonas será diferente en cada punto, según  $(r_w)$  se acerca a  $(r_{w1})$  el valor de  $(\gamma_1)$  será cada vez mayor hasta llegar a ser el total de la vuelta.

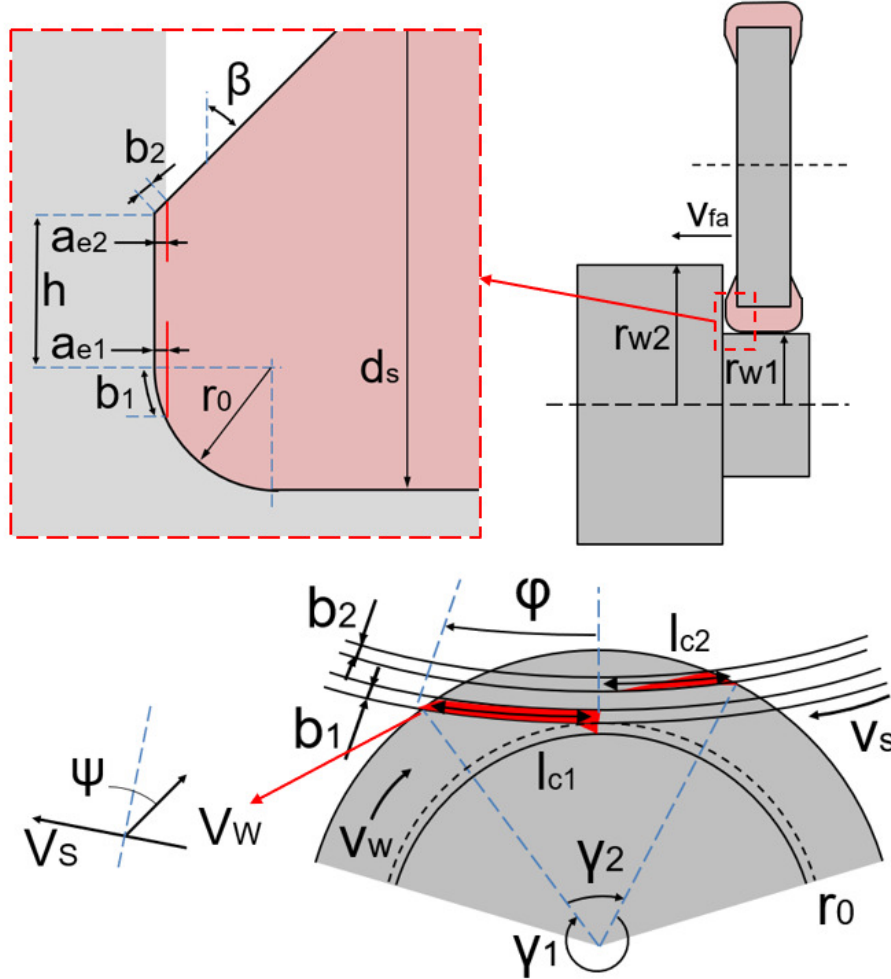


Figura 3.2: Disposición de pieza y muela y dimensiones principales en rectificado de caras con muela recta

$$l_{c1}=l_{c2}=\varphi(d_s/2-r_0) \quad (3.12)$$

$$a_e=v_{fa}\cdot\gamma/n_w(2\cdot\pi) \quad (3.13)$$

El ancho de contacto  $(b)$  será en cada una de estas zonas proporcional al avance por vuelta que corresponda a cada punto. En  $(l_{c1})$  el arranque se hace con el radio de esquina de la muela (ecuación ( 3.14 )) mientras que en  $(l_{c2})$  el arranque se hace con el chaflán o desahogo (ecuación ( 3.15 )). Finalmente hay una tercera zona en la que la muela y la pieza contactan, en la altura de cara de la muela  $(h)$ . En esta zona el arranque de material es despreciable por lo que no se considera, sin embargo, sí que hay un factor de fricción que puede afectar al comportamiento energético. Este factor se ha analizado de forma experimental por lo que se discute la influencia de esta zona en la sección 4.4.3.

$$b_1 = r_0 \cdot \text{acos}((r_0 - a_e)/r_0) \quad (3.14)$$

$$b_2 = a_e \cdot \sin\beta \quad (3.15)$$

En este modelo se va a calcular la tasa de arranque por unidad de longitud de contacto en función del avance por vuelta correspondiente a cada punto y a la componente de la velocidad de la pieza perpendicular a la trayectoria de la muela. Por lo tanto, de nuevo, por cada distancia radial ( $r_w$ ) la tasa de arranque estará dividida en dos puntos. Se quiere subrayar que a diferencia de la ecuación ( 3.16 ) con la ecuación ( 3.8 ), en el caso de la muela recta se analiza la tasa de arranque por unidad de longitud de contacto en vez de por unidad de ancho de muela. Esta tasa de arranque representa la cantidad de material arrancado en un punto concreto de la cara de la pieza.

$$Q'_w = a_e \cdot v_w \cdot \cos\psi \quad (3.16)$$

De nuevo, el caudal de viruta se puede calcular de dos formas y comprobar que el resultado es igual y por lo tanto el modelo propuesto es coherente. En la ecuación ( 3.17 ) se calcula el caudal de viruta integrando la tasa de arranque mientras que en la ecuación ( 3.18 ) se calcula geométricamente.

$$Q_w = \int_{l_c} a_e \cdot v_w \cdot \cos\psi \cdot dl_c \quad (3.17)$$

$$Q_w = v_f \cdot \pi \cdot (r_{w2}^2 - (r_{w1} + r_0)^2) \quad (3.18)$$

Por último, se ha hecho una distinción entre la tasa de arranque desde el punto de vista de la pieza ( $Q'_w$ ) y la tasa de arranque desde el punto de vista de la muela ( $Q'_s$ ). Si se piensa en los granos abrasivos situados en el radio de esquina de la muela, por ejemplo, se puede ver que no todos contactarán por igual con la pieza. Los granos que se encuentren en la parte más alta del radio de esquina ( $\Omega = \pi/2$ ) tendrán una longitud de contacto mayor que los que se encuentren más abajo y por lo tanto trabajarán más. Es por esto por lo que también se ha calculado una tasa de arranque en cada punto del perfil de la muela. Esta tasa de arranque será la tasa de arranque de la pieza ( $Q'_w$ ) dividida en el perfil de la muela que está en contacto ( $b$ ) y después integrada a lo largo de la longitud de contacto ( $l_c$ ).

$$Q'_s = \int_{l_c} a_e \cdot v_w \cdot \cos\psi / b \cdot dl_c \quad (3.19)$$

En cuanto al radio de esquina, el modelo que se ha explicado en la sección 3.2.1 es válido también para el rectificado con muela recta salvo que hay que incluir un detalle. Así como en el rectificado con muela angular hay una continuación directa entre la cara y el radio de esquina, en rectificado con muela recta hay una zona de transición entremedias. Se considera que el radio de esquina va desde ( $\Omega = 0$ ) hasta ( $\Omega = \pi/2 - \delta$ ) donde ( $\delta$ ) es el ancho de contacto de la cara en la zona del radio de esquina.

$$\delta = b/r_0 \quad (3.20)$$

### 3.3 Modelo térmico

Para la simulación térmica de ambas técnicas, rectificado de caras con muela angular y con muela recta, se ha usado la misma aproximación. Gracias a que en ambos modelos se estudia la situación de rectificado en cada punto del contacto por separado, usando



los datos que aporta el modelo cinemático se ha podido calcular la situación térmica puntual de la misma forma.

Se han usado dos métodos diferentes para el cálculo de la temperatura en la superficie de la pieza, método analítico y método numérico. Cada uno de estos métodos tiene sus ventajas y sus desventajas y la combinación de ambos es la clave para poder realizar simulaciones detalladas de la temperatura durante el proceso en rectificado de caras.

La energía específica es un parámetro clave a la hora de modelizar térmicamente un proceso de rectificado y es posible obtener una estimación de esta energía específica a través de la medición de la potencia de rectificado. Se plantean en este trabajo dos posibles cálculos de la energía específica. En el primer cálculo se estimaría la energía específica a través de la medición de potencia de este proceso (ecuación ( 3.21 )) y se supondría constante en toda el área de contacto. El segundo calculo sería una estimación a través de un ajuste experimental de una expresión de energía específica en función de los parámetros del proceso.

$$e_w = \frac{P}{Q_w} \quad (3.21)$$

El problema de hacer simulaciones de temperatura con un único valor de energía específica es que se estarán despreciando el efecto de las condiciones cinemáticas de cada punto analizado en el modelo. Para ello, tal y como se ha explicado en la sección 2.6.1, se busca hallar un ajuste de la energía específica basado en el concepto de agresividad (ecuaciones ( 3.22 ) y ( 3.23 )). En rectificado con muela angular la aplicación de la expresión de la agresividad es directa ya que cinemáticamente el proceso es muy similar al rectificado plano. Sin embargo, en rectificado con muela recta (ecuación ( 3.23 )) la aplicación de la agresividad será función de la tasa de arranque de muela ( $Q'_s$ ). Es posible hacer un ajuste de resultados experimentales a la ecuación ( 3.24 ) obteniendo valores de los parámetros de ajuste ( $e_0$ ), ( $K$ ) y ( $n$ ). Se aporta un ejemplo de aplicación de este ajuste para cada una de las técnicas estudiadas en esta tesis en las secciones 4.3.1 y 4.4.1

$$Aggr = 10^3 \cdot \frac{Q'_w}{v_s \cdot l_c} \quad (3.22)$$

$$Aggr = 10^3 \cdot \frac{Q'_s}{v_s \cdot l_c} \quad (3.23)$$

$$e_w(Aggr) = e_0 + K \cdot (Aggr)^{-n} \quad (3.24)$$

### 3.3.1 Modelo analítico

Para el cálculo de la temperatura máxima en la superficie de la pieza de forma analítica, que se ha comentado en la sección 2.6.3.1 del anterior capítulo, se parte de la fórmula usada por Malkin en [33]. Esta fórmula simula un sólido semi infinito. Como las condiciones de rectificado en los modelos son diferentes en cada punto del área de contacto, se ha hecho un cálculo de la temperatura en cada punto, consiguiendo así una distribución de la temperatura máxima en la longitud de contacto. Adaptando la ecuación ( 2.23 ) a los parámetros de rectificado de los modelos, tenemos las siguientes expresiones para rectificado de caras con muela angular (ecuación ( 3.25 )) y con muela recta (ecuación ( 3.26 )).

$$T = \varepsilon_w \cdot \frac{1.064}{\sqrt{k \cdot \rho \cdot c_p}} \cdot \frac{e \cdot v_w \cdot a_e}{\sqrt{l_c \cdot v_w}} \quad (3.25)$$

$$T = \varepsilon_w \cdot \frac{1.064}{\sqrt{k \cdot \rho \cdot c_p}} \cdot \frac{e \cdot v_w \cdot \cos \psi \cdot a_e}{\sqrt{b \cdot v_w \cdot \cos \psi}} \quad (3.26)$$

Como se puede ver, la ecuación ( 3.25 ) es igual que la original para rectificado plano ya que la cinemática del rectificado de caras con muela recta en cada uno de los puntos es idéntica a un rectificado plano. En cuanto a la ecuación ( 3.26 ), se ha hecho una adaptación en la que la longitud de la fuente de calor se considerará el ancho de contacto ( $b$ ) y la velocidad a la que se mueve la fuente de calor será la transversal al movimiento de la muela como se explica en la sección 3.2.2.

### 3.3.2 Modelo numérico

En una operación de rectificado real, el efecto del refrigerante o de la forma de la pieza rectificada están siempre presentes y pueden influir sobre el comportamiento térmico del proceso. Los modelos numéricos permiten simular estas condiciones de contorno que el modelo analítico no comprende. En ocasiones hay condiciones adicionales, como discontinuidades en la pieza, formas complejas o cavidades para el alojamiento de sensores, que distorsionan el campo térmico. Los modelos numéricos aportan flexibilidad al cálculo de temperaturas durante el rectificado y son capaces de incluir este tipo de condiciones. Sin embargo, pueden llegar a ser muy costosos computacionalmente y se debe prestar especial atención al preconditionado de los modelos. En primer lugar, la forma y tamaño del área de contacto es muy diferente en las dos técnicas estudiadas y esto hace necesario que el modelo de cada una de las técnicas se haga por separado. El modelo de rectificado con muela recta será considerablemente más exigente, computacionalmente hablando, debido a que el ancho de contacto ( $b$ ) es muy pequeño a lo largo de la longitud de contacto ( $l_c$ ). Esto hará necesario que el tamaño de elemento se reduzca incrementando el tiempo necesario para hacer las simulaciones.

Partiendo del modelo numérico de diferencias finitas descrito en [44] se ha hecho una adaptación a las necesidades de modelizar un proceso de rectificado de caras. Se han desarrollado modelos para el rectificado de caras con muela angular y con muela recta por separado. Cada uno de ellos tiene una necesidad de precisión diferente por lo que no tiene sentido usar el mismo modelo para ambas técnicas.

El modelo se trata de un cilindro en el cual sobre su superficie se van a plantear una serie de condiciones. Cada uno de los elementos que se simulan se modelizarán con las propiedades térmicas del material de la pieza, esto es, la densidad del material ( $\rho$ ), el calor específico ( $c_p$ ) y la conductividad térmica ( $k$ ). Sobre la superficie de la pieza se aplicará una fuente de calor por unidad de área ( $q_w$ ) en el área de contacto que se delimita en el modelo cinemático. Esta fuente de calor simulará el efecto de la muela sobre la pieza. De nuevo, se hace una diferenciación entre el cálculo del calor generado con la muela angular (ecuación ( 3.27 )) y la muela recta (ecuación ( 3.28 )). La intensidad de la fuente de calor aplicada dependerá también del factor de partición de calor a la pieza ( $\varepsilon_w$ ). Este factor se ha calculado usando el modelo descrito en la sección 2.6.2 del capítulo anterior.

$$q_w = \varepsilon_w \cdot \frac{e_w \cdot Q'_w}{l_c} \quad (3.27)$$

$$q_w = \epsilon_w \cdot \frac{e_w \cdot Q_w'}{b} \quad (3.28)$$

La fuente de calor irá desplazándose cada instante de tiempo ( $dt$ ) y así se simula el movimiento de la pieza. El instante de tiempo máximo para asegurar la estabilidad del modelo viene definido por la siguiente expresión y es función del tamaño de elemento, así como de las propiedades del material ( $\alpha$  es la difusividad térmica).

$$dt_{max} = \frac{1}{2\alpha} \cdot \left( \frac{1}{dx^2} + \frac{1}{dy^2} + \frac{1}{dz^2} \right)^{-1} \quad (3.29)$$

Además de la fuente de calor también se va a simular el efecto del chorro de refrigerante por lo que, en toda la superficie de la pieza, salvo en las zonas donde se esté aplicando la fuente de calor se aplicará una condición de convección forzada. Para calcular la cantidad de calor extraído por el líquido por unidad de área ( $q_{conv}$ ) hay que tener en cuenta el coeficiente de convección ( $h_f$ ), así como la temperatura del líquido ( $T_\infty$ ) y la propia temperatura del elemento sobre el que se aplica ( $T_{i,j,k,m}$ ).

$$q_{conv} = h_f \cdot (T_{i,j,k,m} - T_\infty) \quad (3.30)$$

### 3.4 Simulaciones

En esta sección se van a realizar varias simulaciones con diferentes condiciones usando los modelos que se han explicado en este capítulo. Las dos técnicas analizadas en esta tesis se han simulado por separado. Para ambas técnicas se ha hecho un primer análisis cinemático estudiando la influencia de las principales variables del modelo seguidos de simulaciones térmicas tanto con el modelo analítico como del modelo numérico. De esta forma se pretende demostrar la utilidad del modelo completo a la hora de simular diferentes condiciones de rectificado además de mostrar las capacidades y limitaciones en cuanto a la precisión de los resultados obtenidos.

#### 3.4.1 Rectificado con muela angular

En la Tabla 3.1 se presentan las condiciones de rectificado que se van a ensayar en este apartado de simulaciones, así como los coeficientes de reparto de calor ( $\epsilon_w$ ) que se han usado en las simulaciones térmicas. Estos coeficientes de reparto se han calculado usando el modelo comentado en la sección 2.6.2. El tamaño de pieza y los parámetros simulados son algunos de los ensayados en el capítulo 4 de esta tesis. Se han escogido estos parámetros a fin de hacer simulaciones que después se contrastarán con resultados reales. Se trata de parámetros habituales en rectificado de aceros endurecidos con abrasivos convencionales. Además, se han escogido variaciones en velocidad de avance, ángulo de muela y velocidad de pieza que destaquen los efectos más importantes de cara al comportamiento térmico.

Simulación	$\alpha$ [°]	$r_{w1}$ [mm]	$r_{w2}$ [mm]	$r_0$ [mm]	$v_f$ [mm/min]	$q_s$	$n_w$ [rpm]	$\varepsilon_w$ (Radio)	$\varepsilon_w$ (Cara)	
SA1	●	10	35	51	1	1.123	60	187	0.386	0.811
SA2	●	10	35	51	1	1.123	180	62	0.254	0.784
SA3	●	10	35	51	1	0.187	180	62	0.24	0.283
SA4	●	30	35	51	1	1.123	60	187	0.373	0.785

Tabla 3.1: Condiciones simuladas de rectificado de caras con muela angular

En la Figura 3.3 se pueden ver las simulaciones de tasa de arranque y de agresividad de las condiciones de la Tabla 3.1. Las simulaciones SA1, SA2 y SA4 tienen una tasa

de arranque idéntica, la agresividad es diferente tanto en el radio de esquina como en la cara. El efecto del ángulo de la muela puede verse en la diferencia entre SA1 y SA4 donde la agresividad en la cara es significativamente mayor con la muela de 30°. Por otra parte, en el radio de esquina, esta diferencia debida al ángulo de la muela es solo significativa en la parte más alta, o sea, en ( $\Omega=\pi/2$ ). El efecto de la velocidad de la pieza es evidente al comparar las simulaciones SA1 y SA4 con la SA2. Si se mantienen las condiciones de avance, una reducción en la velocidad de pieza implica un aumento de la longitud de contacto y por tanto, la agresividad también se reducirá.

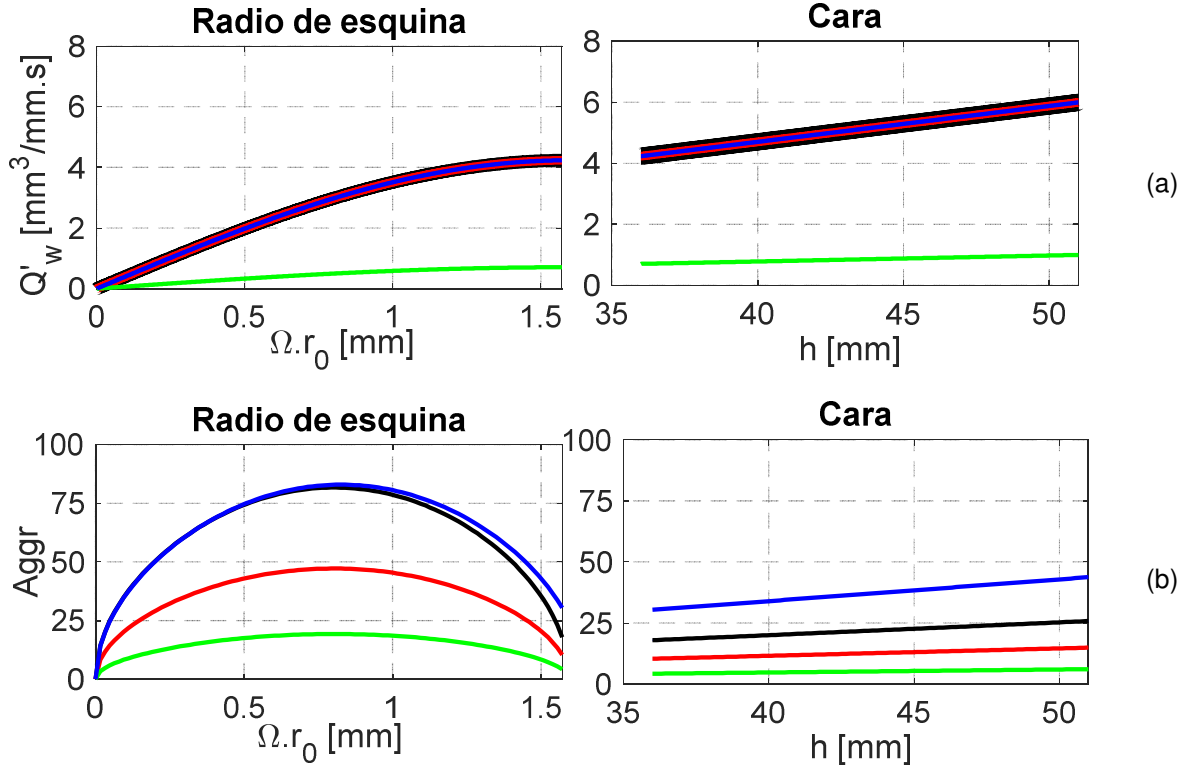


Figura 3.3: Simulaciones en el radio de esquina y en la cara de (a) tasa de arranque y (b) agresividad

En cuanto a las simulaciones de temperatura, se ha usado la fórmula analítica (ecuación (3.25)), con los dos planteamientos para el cálculo de la energía específica comentados en la sección 3.3. Por un lado, se ha simulado la temperatura de las condiciones de la Tabla 3.1 usando la potencia medida durante una pasada de rectificado en estas mismas condiciones (Figura 3.4 (a)). Esta simulación supone una energía específica constante para todos los puntos del área de contacto. Además de esto, se ha usado la expresión (3.24) ajustada a las mediciones de potencia de la sección 4.3.1 (ecuación (4.1)) para obtener una energía específica en cada punto analizado basada en las condiciones cinemáticas en este mismo punto y de esta forma obtener una nueva simulación de temperatura (Figura 3.4 (b)).

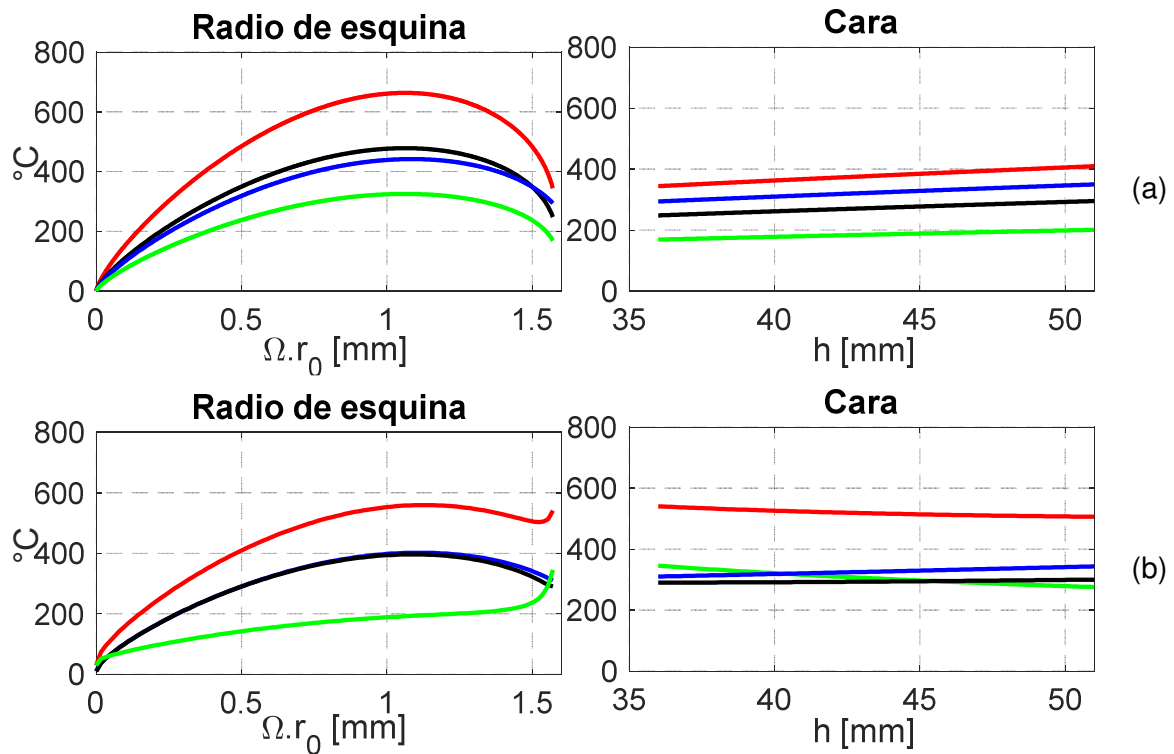


Figura 3.4: Simulaciones de temperatura usando (a) el modelo de energía específica ecuación ( 3.21 ) y (b) el modelo basado en la agresividad ecuación ( 4.1 )

La distribución de temperatura simulada en la Figura 3.4 (a) tiene el máximo de temperatura en el radio de esquina. Esto es en parte debido a que la distribución uniforme de la energía específica ignora el alto nivel de agresividad que hay en esta zona. Al aplicar una expresión que sí que considera este efecto de la agresividad, esta diferencia de temperatura se reduce como se puede ver en la Figura 3.4 (b). Además de esto, la aplicación de esta expresión modifica la distribución de temperatura en la cara. En primer lugar, en las simulaciones SA1 y SA4 la temperatura máxima de la cara está en el extremo de la pieza ( $r_{w2}$ ) aunque la diferencia entre ( $r_{w1}$ ) y ( $r_{w2}$ ) no es tan amplia como con la distribución uniforme de la energía específica. En las simulaciones SA2 y SA3, donde la velocidad de pieza es menor, la temperatura en ( $r_{w2}$ ) es menor que la de ( $r_{w1}$ ). Este efecto está muy condicionado por los parámetros de ajuste de la expresión de la energía específica por lo que hay que validarlo experimentalmente. Aun con esto, se puede sacar la conclusión de que la agresividad también influye en a la distribución de la temperatura.

Para completar estas simulaciones, se añade el cálculo del factor de partición de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ). Usando el modelo propuesto en [42,43,78] se ha calculado un factor de partición de calor a la pieza para el radio de esquina y otro para la cara en cada condición simulada. Los valores de estos factores se pueden ver en la Tabla 3.1.

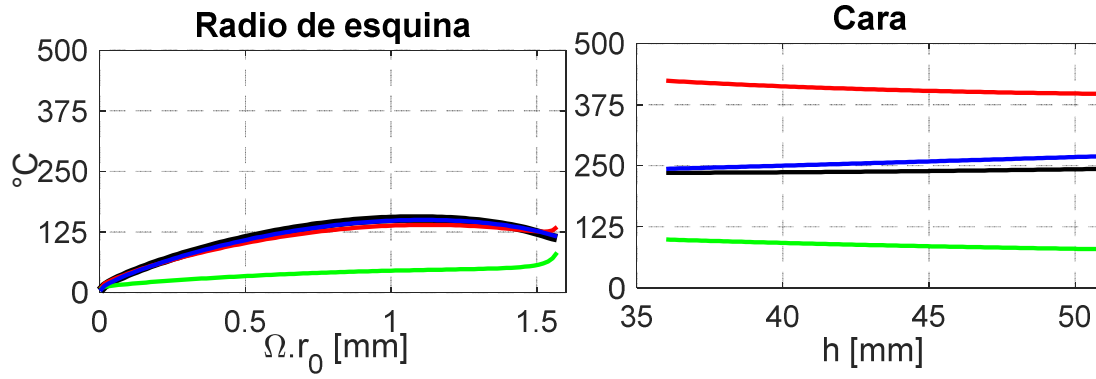


Figura 3.5: Simulación de la temperatura máxima en la superficie de la pieza incluyendo el factor de partición de calor a la pieza

El introducir el factor de partición de calor supone un cambio importante en la distribución de la temperatura ya que por lo que se puede ver, en los cuatro casos quedaría la temperatura de la cara por encima de la del radio de esquina. En el caso de la simulación SA2 la temperatura en la cara es en torno a tres veces mayor. Se puede ver por lo tanto que la correcta estimación del factor de reparto de calor es imprescindible para la correcta simulación de las temperaturas.

En la Figura 3.6 se puede ver la simulación de la temperatura de la superficie de la operación SA2 (Tabla 3.1). Una de las ventajas de este modelo es que es posible simular la temperatura de la superficie de toda la pieza al mismo tiempo (de hecho, de todo el volumen de la pieza). En este caso se ha simulado una condición de contorno en la que el fluido refrigerante está a ( $T_{\infty}=20^{\circ}\text{C}$ ) y tiene un coeficiente de convección de ( $h_f=20.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) [79]. En total se han simulado dos segundos ( $t_{\text{sim}}=2\text{s}$ ). Un ejemplo de aplicación es el poder simular la capacidad del fluido de corte para extraer todo el calor de la superficie de la pieza. En otras palabras, saber si cada vuelta que da la pieza realimenta el calor en el área de corte haciendo que la temperatura suba progresivamente.

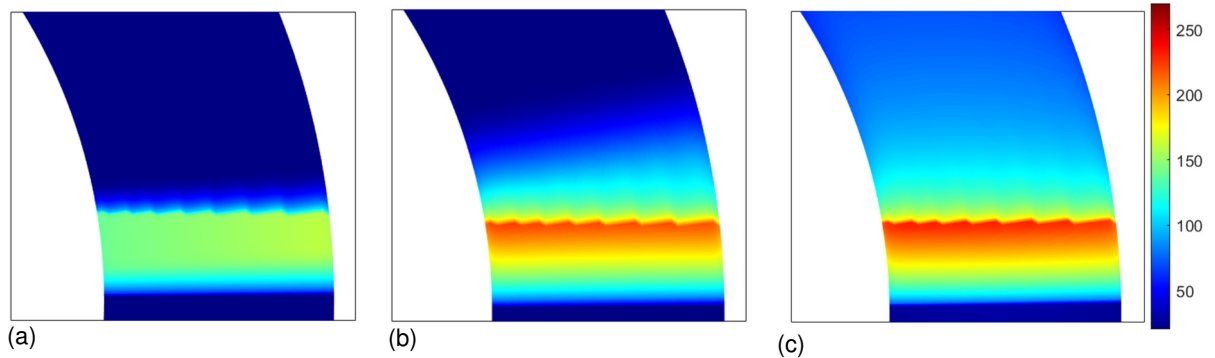


Figura 3.6: Temperatura de la zona de contacto durante la simulación SA2 en tres instantes de tiempo (a)  $t=2.26\text{e-}3\text{s}$ , (b)  $t=1.54\text{e-}2\text{s}$  y (c)  $t=2\text{s}$

Con un coeficiente de convección de ( $h_f = 20.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) el incremento de la temperatura con las sucesivas vueltas no es muy significativo, la temperatura máxima pasa de ( $T=220^{\circ}\text{C}$ ) en la primera vuelta a ( $T=229^{\circ}\text{C}$ ) en la tercera. Debido a que como se comentan en la sección 2.6.3.2 es difícil estimar un coeficiente de convección concreto, se han simulado las mismas condiciones con un coeficiente de convección de ( $h_f = 10.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) y de ( $h_f = 2.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) [80]. En las figuras se muestra un punto en el borde exterior de la pieza, en ( $r_{w2}$ ), sobre el que se dan tres pasadas. En la Figura 3.7

(c), donde el coeficiente de convección es 10 veces menor al de la Figura 3.7 (a), la temperatura se incrementa desde ( $T=220^{\circ}\text{C}$ ) en la primera vuelta a ( $T=250^{\circ}\text{C}$ ) en la tercera. Es evidente que cuanto menor es el coeficiente de convección, menos capacidad tendrá el fluido de extraer calor de la superficie de la pieza y por lo tanto con las sucesivas vueltas el calor se acumulará.

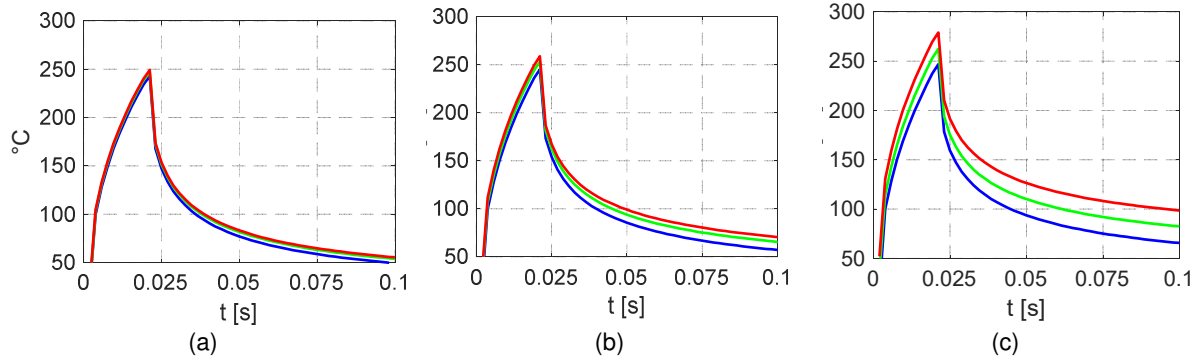


Figura 3.7: Simulaciones de rectificado angular con diferentes coeficientes de convección, (a)  $h_f = 20.000\text{W/m}^2\text{K}$ , (b)  $h_f = 10.000\text{W/m}^2\text{K}$  y (c)  $h_f = 2.000\text{W/m}^2\text{K}$

Haciendo una simulación más larga se puede ver cómo este incremento de temperatura irá disminuyendo hasta alcanzar un punto de estabilidad. En la Figura 3.8 se puede ver una simulación de la temperatura máxima del mismo punto en ( $r_{w2}$ ) a lo largo de 12 pasadas con dos coeficientes de convección. Por lo tanto, el coeficiente de convección del fluido influye tanto en el incremento de temperatura desde la primera pasada hasta la temperatura a la que se alcanza la estabilidad térmica como en el tiempo que se tarda en alcanzar este punto.

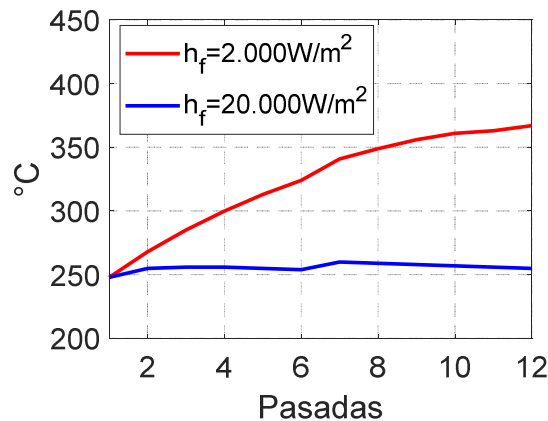


Figura 3.8: Progresión de la temperatura máxima por pasada para dos coeficientes de convección en rectificado angular

### 3.4.2 Rectificado con muela recta

En cuanto a las simulaciones con muela recta, se han planteado las condiciones de la Tabla 3.2. de nuevo, los parámetros que aparecen en la Tabla 3.2 han sido seleccionados por representar las principales variables del modelo y cómo influyen en el proceso además de que estas condiciones han sido ensayadas. Los resultados de estos ensayos se pueden ver en el capítulo 4 de esta tesis. En este caso se han simulado diferentes parámetros de velocidades de avance y velocidades de pieza además de radios de esquina y ángulos de desahogo.

Simulación	$\beta$ [°]	$r_{w1}$ [mm]	$r_{w2}$ [mm]	$r_0$ [mm]	$v_f$ [mm/min]	$q_s$	$n_w$ [rpm]	$\varepsilon_w$ (Cara)
SR1 <span style="color: red;">●</span>	2	58	102	1	0.0468	180	62	0.218
SR2 <span style="color: blue;">●</span>	2	54	102	5	0.75	180	62	0.558
SR3 <span style="color: magenta;">●</span>	1	58	102	1	0.75	180	62	0.506
SR4 <span style="color: black;">●</span>	2	58	102	1	1.2	180	62	0.519
SR5 <span style="color: green;">●</span>	2	58	102	1	1.2	60	187	0.519

Tabla 3.2: Condiciones simuladas de rectificado de caras con muela recta

En primer lugar, en la Figura 3.9 se puede ver la simulación del ancho de contacto ( $b$ ) a lo largo de la longitud de contacto ( $l_c$ ), o sea, el área de contacto. Como se comentaba en el apartado 3.2.2, el área en el lado derecho ( $l_{c2}$ ) de la Figura 3.9 corresponde al chaflán o desahogo de la muela y el lado izquierdo ( $l_{c1}$ ) al radio de esquina. Las simulaciones SR2 y SR3 son variaciones del radio de esquina y del ángulo de desahogo respectivamente manteniendo las mismas condiciones cinemáticas. Tanto el aumento del radio de esquina como la reducción del ángulo de desahogo implican un aumento del ancho de contacto en su respectivo lado de la longitud de contacto.

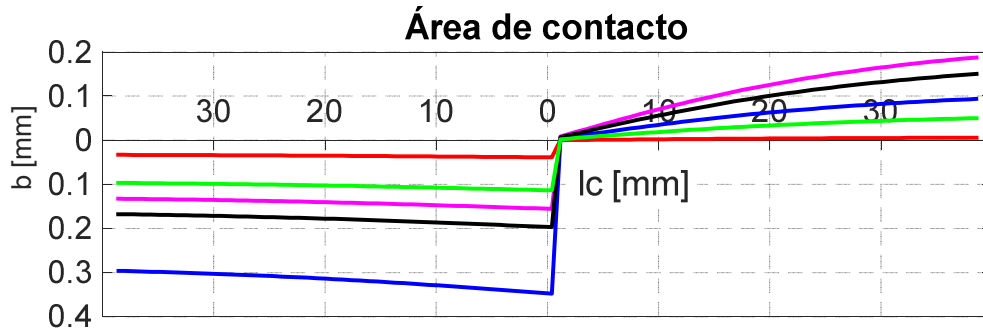


Figura 3.9: Simulación del área de contacto en diferentes condiciones de rectificado de caras con muela recta

Una vez definida el área de contacto, es evidente que todos los granos abrasivos que hay en el perfil de la muela no tienen la misma longitud de contacto con la pieza, especialmente en la zona del desahogo ( $l_{c2}$ ). Por ejemplo, en la simulación SR3, un grano abrasivo que esté situado a ( $b_2=0.15mm$ ), tendrá una longitud de contacto de ( $l_{c2}=15mm$ ) aproximadamente mientras que un grano situado en la esquina del desahogo ( $b_2=0$ ) tendrá una longitud de ( $l_{c2}=40mm$ ). Teniendo esto en cuenta, en el modelo se ha definido una tasa de arranque desde el punto de vista de la muela ecuación ( 3.19 ). En la Figura 3.10 (a) se puede ver la tasa de arranque de la muela en ambos lados del perfil y en la Figura 3.10 (b) la agresividad resultante.

En la zona del radio de esquina ( $l_{c1}$ ) se puede ver que al incrementarse la velocidad de la pieza entre las simulaciones SR4 y SR5, el ancho de contacto ( $b$ ) se reduce y dado que la velocidad de avance ( $v_f$ ) es igual, la tasa de arranque es mayor. La longitud de contacto ( $l_c$ ) en esta zona es prácticamente constante en todo el perfil por lo que la agresividad crece proporcionalmente a la tasa de arranque de muela.



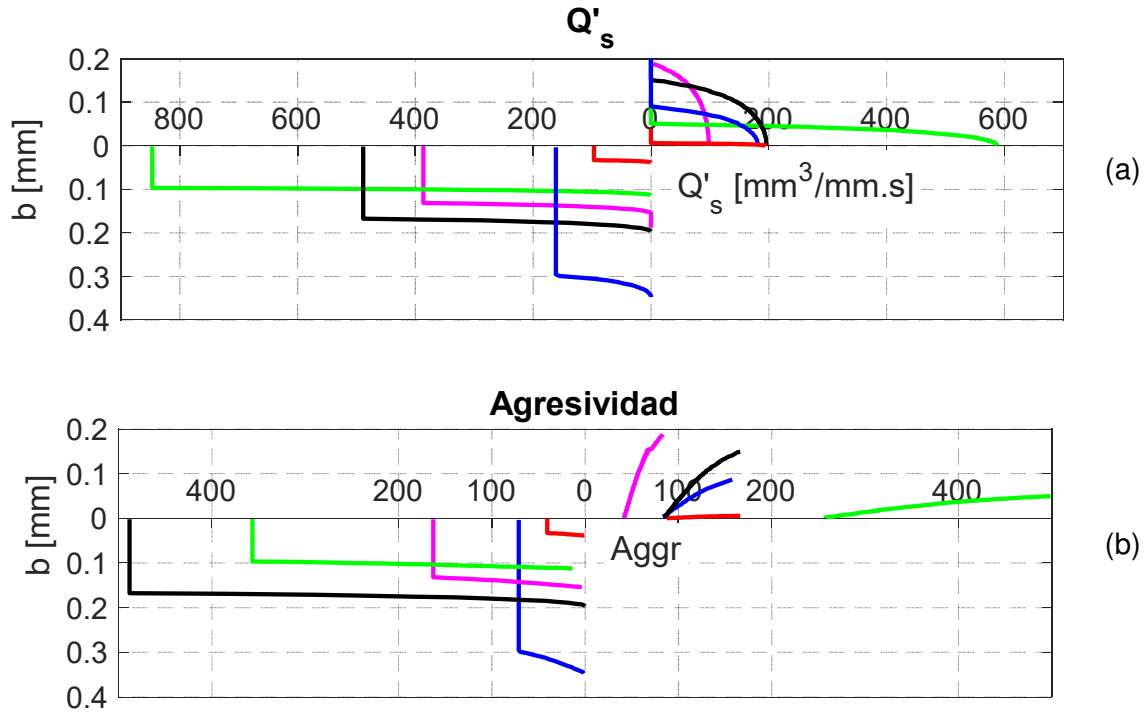


Figura 3.10: Simulación de (a) la tasa de arranque desde el punto de vista de la muela y (b) la agresividad en el perfil de la muela

En ( $l_{c2}$ ) se puede ver cómo SR1, SR2 y SR4, aun teniendo tres niveles diferentes de tasa de arranque de pieza, en ( $b_2=0$ ), donde su ( $l_c$ ) es igual, mantienen la misma tasa de arranque de muela y de agresividad. Así mismo, la agresividad de su ( $b_2$ ) máximo es también igual. A medida que se avanza por el perfil de la muela, la tasa de arranque de muela es menor, aunque la longitud de contacto también se reduce y esto hace que, en general, la agresividad se incremente en las zonas más alejadas del perfil de la muela.

Siguiendo con el proceso de cálculo del modelo angular, para calcular la temperatura se estima una energía específica en función de la agresividad. Ajustando los datos de energía específica obtenidos en la sección 4.4.1 a la expresión (3.24), es posible hacer una distinción entre ( $l_{c1}$ ) y ( $l_{c2}$ ) al calcular la energía específica correspondiente a cada lado en función de la agresividad. En ( $l_{c1}$ ) se puede suponer que la agresividad en todo el perfil de la muela es constante por lo que no hay mayor problema, sin embargo, en ( $l_{c2}$ ) no lo es por lo que se usará un valor medio de la agresividad.

Como se ha explicado en el modelo (apartado 3.3.1) el cálculo de temperatura se hará usando la tasa de arranque de pieza ( $Q'_w$ ). En la Figura 3.11 se puede ver que hay 3 distribuciones diferentes entre las condiciones simuladas. La tasa de arranque de pieza depende del avance por vuelta ( $a_e$ ), de la velocidad de pieza en cada punto ( $v_w$ ) y del ángulo relativo entre la velocidad de pieza y muela ( $\psi$ ). Si las dimensiones geométricas de pieza y muela no varían la tasa de arranque de pieza solamente depende de la velocidad de avance ( $v_f$ ).

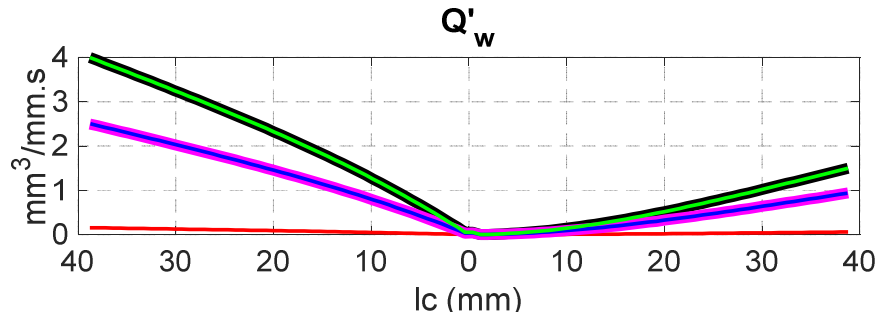


Figura 3.11: Simulación de la tasa de arranque de pieza a lo largo de la longitud de contacto

En la Figura 3.12 se ha representado el cálculo de la temperatura máxima en la superficie usando la ecuación ( 3.26 ), o sea, el modelo analítico, teniendo como entrada los resultados del modelo cinemático más el coeficiente de partición de calor  $(\epsilon_w)$  mostrado en (Tabla 3.2). En este modelo intervienen por un lado la tasa de arranque de la pieza, o sea, la cantidad de material que se estaría arrancando en cada punto, la energía específica basada en la agresividad (que a su vez está basada en la tasa de arranque de muela), los parámetros térmicos del material y, por último, el tamaño de la fuente de calor, o sea  $(b)$  y la velocidad a la que se mueve esta fuente de calor. Por lo tanto, en cada punto se tendrá una situación térmica diferente.

La temperatura más alta en  $(l_{c1})$  es la de la simulación SR2. La tasa de arranque de pieza de esta simulación es igual a la de SR3 (Figura 3.11). La diferencia en área de contacto entre estas dos simulaciones hará que la energía específica sea mayor en SR2 ya que la agresividad es menor (Figura 3.10 (b)). Tomando estas dos simulaciones en  $(l_{c2})$  se tiene el ejemplo contrario, donde para una misma tasa de arranque, un área de contacto mayor en SR3 incrementará la energía específica haciendo que la temperatura se incremente también.

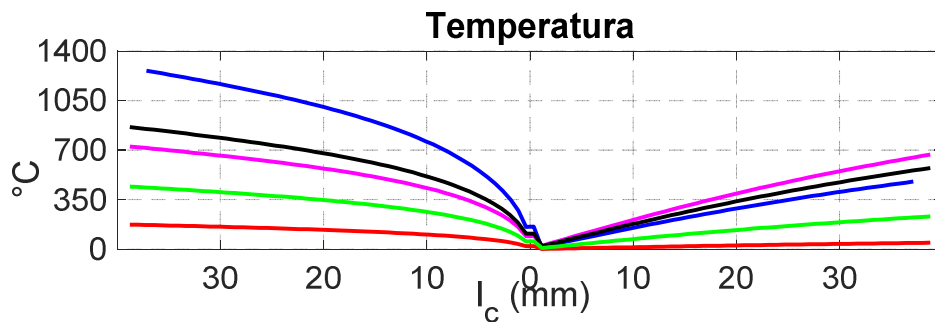


Figura 3.12: Simulaciones de temperatura en rectificado de caras con muela recta

Tomando las simulaciones SR4 y SR5 se puede ver que el incremento en la velocidad ha reducido la temperatura en la superficie. Por una parte, el incremento de la velocidad implica un incremento en la agresividad lo que hará que la energía específica se reduzca, pero por otro lado está el efecto de la reducción del área de contacto, o sea,  $(b)$  y del incremento de la velocidad. Para una misma potencia, una simulación de estas dos condiciones implicaría que la temperatura en SR5 fuera menor también. Esto se debe a que, aunque el ancho de contacto  $(b)$  se reduce un 40% y, por lo tanto, el calor generado se concentra (ecuación ( 3.28 )), la velocidad se triplica en SR5. En la ecuación ( 3.26 ) la velocidad de la pieza y el ancho de contacto tendrían el mismo peso por lo que la temperatura en la superficie a para la misma potencia bajaría. Este efecto se comenta también más adelante, en la sección 4.4.2 donde se han ensayado diferentes

condiciones de rectificado y se comentan los resultados de cara a la temperatura en la superficie y al dañado térmico.

En esta tesis se ha presentado un segundo modelo térmico para el rectificado, el modelo numérico de diferencias finitas. Haciendo una simulación térmica de diferencias finitas de SR4, se puede ver la distribución térmica en ( $l_{c1}$ ) (Figura 3.13 (a)) y en ( $l_{c2}$ ) (Figura 3.13 (b)). Estas dos figuras serían el equivalente a la distribución de temperatura de la Figura 3.12 solo que ahora se estaría dando la temperatura en toda la superficie de la pieza y no solo en el punto máximo en el área de contacto.

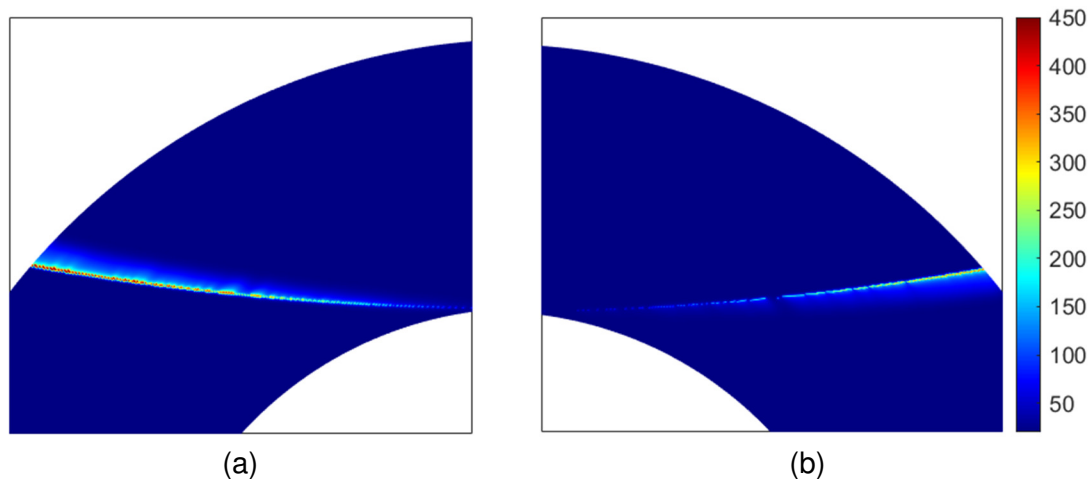


Figura 3.13: Simulación de la temperatura en rectificado con muela recta en las condiciones SR4, (a) zona de contacto  $l_{c1}$ , (b) zona de contacto  $l_{c2}$ . ( $t=9.66e-3s$ )

Comparando la temperatura máxima de una simulación y otra se puede ver que existe una diferencia de un 45%. Mientras que la temperatura máxima en ( $r_{w2}$ ) y ( $l_{c1}$ ) del modelo analítico es de  $863^{\circ}C$ , la del modelo numérico es de  $478^{\circ}C$ . El valor de estas temperaturas está condicionado por el cálculo del coeficiente de reparto ( $\epsilon_w$ ). Además, en el caso del modelo numérico, el mallado de los nodos, el tamaño de los elementos y el volumen total de la pieza en general pueden condicionar el resultado. Para que el modelo numérico fuera más preciso requeriría un aumento del volumen simulado más una reducción del tamaño del mallado lo que incrementa exponencialmente el tiempo necesario para hacer un único cálculo. Esto neutralizaría la capacidad del propio modelo de cumplir su función y aportar información del comportamiento del proceso con las sucesivas pasadas o vueltas. Dicho esto, el cálculo de temperaturas analítico es un modelo más validado y respaldado por la literatura por lo que se considera más preciso cuantitativamente hablando. Sin embargo, se ha desarrollado el modelo numérico del rectificado de caras con el fin de aportar el valor cualitativo de poder simular el efecto de la refrigeración, el efecto de realimentación con las sucesivas pasadas y el de la presencia de discontinuidades en el material.

Haciendo una simulación térmica con el modelo de diferencias finitas en la que se dan tres vueltas, en la Figura 3.14 se puede ver cómo la temperatura máxima de ( $r_{w2}$ ) se incrementa con las sucesivas pasadas. Con un valor del coeficiente de convección de ( $h=2.000W/m^2K$ ) [80], la temperatura ha subido de  $478^{\circ}C$  en la primera vuelta a  $522^{\circ}C$  en la tercera. Este efecto de realimentación térmica depende de la capacidad del fluido de despejar todo el calor generado por el rectificado a lo largo de toda la vuelta. Este efecto no es considerado por el modelo analítico sin embargo se puede ver que en solamente tres vueltas este efecto puede producir un incremento de un 9.2% en la

temperatura por lo que debe ser considerado para operaciones más largas en las que pueden llegar a dar cientos de vueltas.

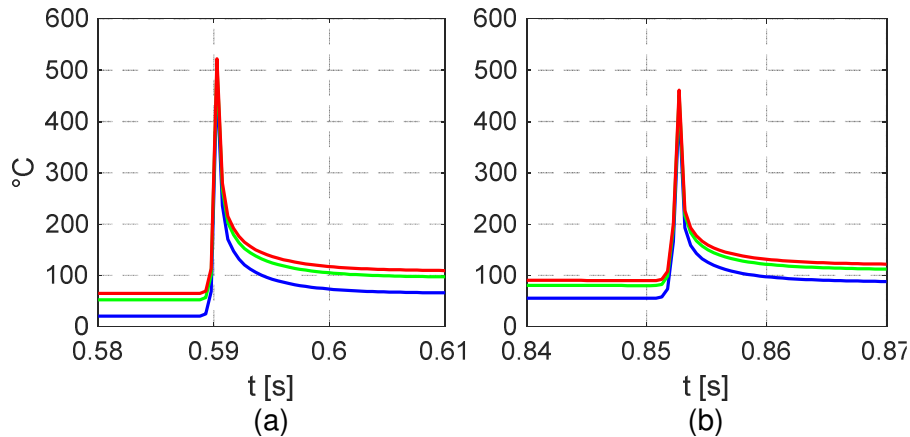


Figura 3.14: Temperatura de un nodo en  $(r_{w2})$  a lo largo de 3 vueltas, (a) en  $(l_{c1})$  y (b) en  $(l_{c2})$

En rectificado de caras con muela recta como se ha podido ver, el área de contacto es más compleja que en rectificado con muela angular ya que hay dos zonas de contacto,  $(l_{c1})$  y  $(l_{c2})$ . Esto incrementa el valor de la simulación numérica donde se estaría considerando el calor aportado por las dos zonas de contacto además del efecto del refrigerante con las sucesivas vueltas. Parte del incremento del 9.2% que se puede ver en la Figura 3.14 es debido a la segunda área de contacto y este efecto tampoco estaría contemplado en el modelo analítico.

Por último, hay que mencionar que el cálculo de la partición de calor a la pieza  $(\epsilon_w)$  y del coeficiente de convección  $(h_f)$  es una de las claves de esta simulación. En este caso, la partición de calor a la pieza se ha calculado usando los modelos [42,43,78] igual que en las simulaciones de rectificado de caras con muela angular. Sin embargo, para poder hacer una correcta estimación, tanto de  $(\epsilon_w)$  como de  $(h_f)$  es imprescindible la medición de las temperaturas en el punto de contacto durante el proceso.



## **Capítulo 4: Desarrollo experimental**



## 4 Desarrollo experimental

### 4.1 Introducción

En el capítulo 3 se han planteado los modelos necesarios para definir el comportamiento cinemático y térmico del rectificado de caras. Se puede decir que en conjunto se han planteado varios modelos que componen el modelo general de rectificado de caras como los modelos cinemáticos de rectificado de muela angular y de muela recta, el modelo energético basado en la agresividad, así como los modelos térmicos, analítico y numérico de estimación de la temperatura. Con el objetivo de validar estos modelos presentados en esta tesis, así como de estudiar la influencia de los diferentes parámetros que intervienen en este proceso se han planteado una serie de pruebas. En estas pruebas, además de la validación de los modelos, se aporta información sobre el comportamiento de este proceso, así como ejemplos de aplicación y orientación sobre el uso de este proceso.



Figura 4.1: Rectificadora Danobat LG-600

En primer lugar, en la sección 4.2 se define la preparación experimental de las pruebas, materiales de muela y pieza que se han usado, así como una descripción de las técnicas de medición necesarias para la validación de los modelos. A continuación, se han dividido las pruebas presentadas en este capítulo en dos grandes grupos definidos por las dos técnicas de rectificado de caras. Para ambas técnicas se ha hecho un estudio inicial del comportamiento energético (sección 4.3.1 y sección 4.4.1) además de una validación del modelo térmico y de la influencia de los parámetros cinemáticos con pruebas de inspección de superficies con *acid-etching* y corrientes inducidas (sección 4.3.2 y sección 4.4.2). Por último, se ha realizado un estudio particular para cada una de las técnicas, se ha estudiado la influencia de la profundidad de la pasada de diamantado en el comportamiento de la muela angular (sección 4.3.3) y la influencia de la altura de cara en muela recta (sección 4.4.3). La última sección de cada una de las técnicas estudiadas se ha dedicado a plantear posibles líneas de trabajo futuras y temas de interés.



## 4.2 Preparación experimental

Las pruebas se han realizado en una rectificadora cilíndrica de alta precisión LG-600 de Danobat como la que se muestra en la Figura 4.1. Se trata de una rectificadora de exteriores con una distancia máxima de 600mm entre puntos, con motores lineales y bancada de grafito natural que le aportan precisión y estabilidad térmica. Gracias al eje B de accionamiento directo se permite la rotación del cabezal de muela para así poder realizar operaciones tanto con muelas angulares como con rectas. Para realizar las medidas de potencia se ha usado el programa *servo-trace* que incluye la LG que permite monitorizar y almacenar los datos recogidos desde el mismo panel de control.

Como refrigerante se ha usado una emulsión de agua y aceite al 4% de Sintilo 2000 de Castrol. El sistema de refrigeración de la LG-600 es una estación independiente con dos bombas de alta presión capaces de dar 30bar a 100l/min. En todas las pruebas se han usado dos toberas metálicas de tamaño de salida de 25x1,4mm y 50x1,4mm.

Se han usado cuatro muelas en total, las cuales tienen la misma composición (CS66A 1002 HH8 VB3 /63 A) pero se han diamantado de forma que se tengan tres muelas angulares de 30°, de 20° y de 10° además de una muela recta. Se referirá en este capítulo a las muelas angulares de 30°, de 20°, de 10° y la muela recta como M30, M20, M10 y MR respectivamente. En la Figura 4.2 se puede ver el perfil de las 4 muelas y las dimensiones principales de las muelas están detalladas en la Tabla 4.1.

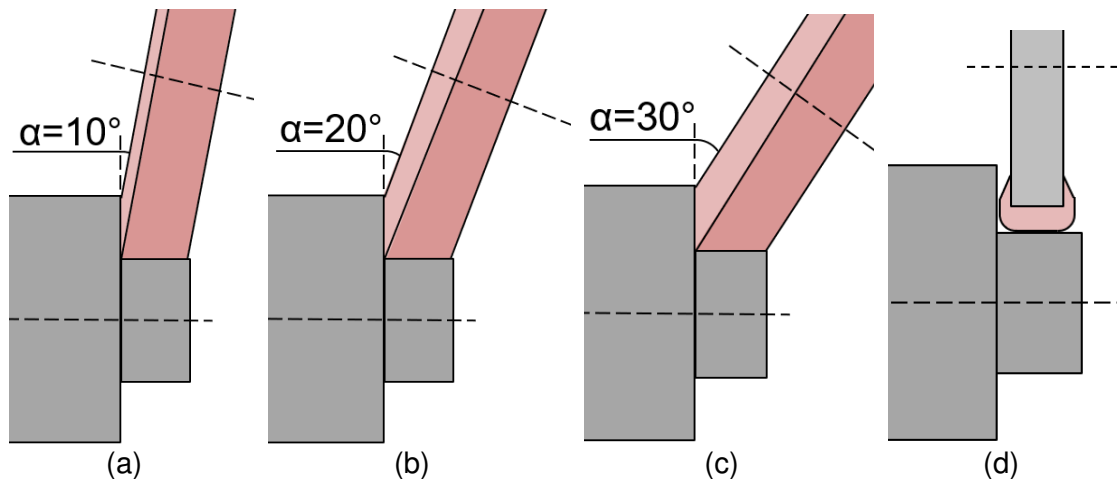


Figura 4.2: Perfiles de las tres muelas angulares, (a) 10°, (b) 20°, (c) 30° más la (d) muela recta

Todas las pruebas se han limitado al rectificado de la cara con un radio de esquina de 1mm. Se ha avanzado axialmente sobre la pieza para estudiar el comportamiento de esta operación en la cara y el radio de esquina. En una operación real lo habitual es que el avance no sea exclusivamente axial y que se rectifique también el diámetro. Los parámetros de rectificado de cara de cada una de las pruebas se detallan al comienzo de la exposición de los resultados obtenidos en sus secciones correspondientes. El material de piezas usado es un acero F-522 (DIN 1.2510) con un tratamiento térmico de temple total de dureza HRC 60-62. En la Tabla 4.1 se puede ver un resumen de las características técnicas generales que se han comentado hasta ahora.

Para validar los modelos es necesario detectar el punto en el que se produce el daño térmico y para ello se han usado dos técnicas para la inspección de la superficie de la pieza. La primera de ellas es el revelado por baño ácido o *acid-etching*. Esta técnica, normalizada según [ISO 14.104] es ampliamente usada en inspección de quemados *post-process*. Su aplicación es sencilla, aunque la principal desventaja es que la

interpretación de los resultados depende de la experiencia del operario haciendo de estos resultados poco precisos. Además, genera residuos tóxicos en grandes cantidades que hay que gestionar adecuadamente. Los detalles de esta técnica se han comentado en la sección 2.8.1.

Rectificadora		Danobat LG-600			
		CS66A 1002 HH8 VB3 /63 A			
Muelas	Muela	Dimensiones			
		h [mm]	d <sub>s</sub> [mm]	α	β
	M10	25	450	10°	-
	M20	25	450	20°	-
	M30	25	450	30°	-
	MR	3	450	-	2°
Sintilo 2000 (4%)					
Refrigeración	22bar 96l/min	Toberas			
		Diametro [mm]		Cara [mm]	
		50x1.4		25x1.4	
Pieza		F-522 temple total (HRc 60-62)			

Tabla 4.1: Tabla de especificaciones técnicas generales de las pruebas de rectificado de caras

Por otro lado, se ha usado un medidor de corrientes inducidas IBG eddyliner. Se ha fabricado un soporte específico como el que se puede ver en la Figura 4.3. De esta forma es posible detectar en un punto concreto de la pieza si hay dañado térmico durante el proceso. El punto seleccionado ha sido a 2mm de ( $r_{w2}$ ). Se ha seleccionado este punto como compromiso entre el punto más favorable para la aparición del quemado, tanto con muelas angulares como con rectas, y el evitar la distorsión que causa el borde de la pieza en las mediciones. Los detalles de esta técnica se han comentado en la sección 2.8.3.

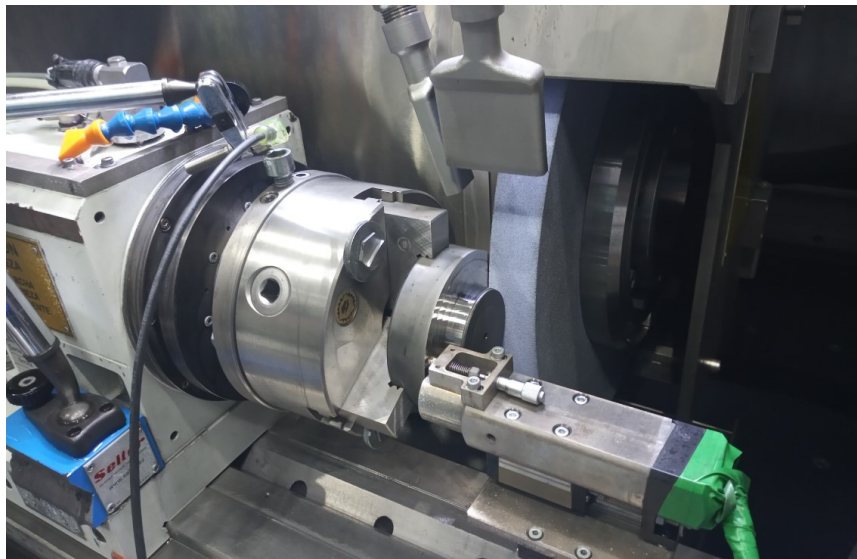


Figura 4.3: Montaje de medidor de corrientes inducidas en máquina

#### 4.2.1 Diamantado

Para el diamantado de las cuatro muelas se ha usado un diamantador monopunta lapidado con referencia (MKD 60/0.5). El diamantador se ha colocado a 30° respecto del eje Z de tal forma que sea capaz de diamantar tanto el diámetro como el perfil izquierdo de las cuatro muelas.

Habitualmente el rectificado del diámetro es el proceso más limitante en cuanto a tolerancias geométricas y de rugosidad. Con el objetivo de mantenerse lo más fieles al proceso real se han mantenido constantes las condiciones de diamantado en el diámetro ya que en un proceso real se dimensionaría el proceso de diamantado en función de las condiciones en el diámetro. Esto hará que, en las muelas angulares, al variar el ángulo de la muela ( $\alpha$ ), la profundidad de pasada del diamantador varíe. En la Tabla 4.2 se muestran la profundidad de pasada de diamantado ( $a_d$ ) para las cuatro muelas

Muela	Diámetro/Radio		Cara	
	$a_d$ [ $\mu\text{m}$ ]	$V_{fd}$ [mm/min]	$a_d$ [ $\mu\text{m}$ ]	$V_{fd}$ [mm/min]
M30	20	575	11.5	764
M20	20	575	7.3	765
M10	20	575	3.5	764
MR	20	575	10	764

Tabla 4.2: Parámetros de diamantado en el diámetro, radio de esquina y cara para las cuatro muelas

En la sección 4.3.3 se propone una variante de estas condiciones de diamantado para la muela M10 en la que se prueba la influencia de la profundidad de pasada del diamantado sobre el comportamiento del proceso en rectificado con muelas angulares.

### 4.3 Pruebas con muela angular

Se han llevado a cabo tres conjuntos de experimentos con muelas angulares con diferentes procedimientos y objetivos. El objetivo del primer conjunto (sección 4.3.1) es el de establecer el comportamiento energético inicial de esta técnica analizando la influencia de los parámetros cinemáticos y de arranque.

En el segundo conjunto de ensayos se han realizado pruebas a duración, dando pasadas consecutivas con las muelas M30 y M10 hasta llegar a provocar daño térmico en la superficie de las piezas (sección 4.3.2). El objetivo en estas pruebas es el de validar el modelo planteado en la sección 3.2.1 de esta tesis además de adquirir conocimiento acerca de la influencia de los parámetros cinemáticos sobre el comportamiento térmico del proceso. Al llegar al punto de dañar térmicamente la pieza, se han hecho inspecciones de quemado en la superficie y se ha medido el desgaste de la muela.

Por último, con el objetivo de estudiar la influencia del diamantado en el comportamiento del proceso, así como de validar las conclusiones de la fase anterior, se ha comparado los resultados obtenidos al variar la profundidad de pasada del diamantado ( $a_d$ ) y dando pasadas consecutivas en la pieza hasta provocar daño térmico (sección 4.3.3). En este caso, la inspección del daño térmico en la superficie se ha hecho mediante corrientes inducidas (sección 2.8.3).

#### 4.3.1 Comportamiento energético

Con el objetivo de analizar el comportamiento energético del rectificado de caras con muela angular, se ha ensayado un amplio rango de condiciones. En cada una de las condiciones se han realizado dos plongés axiales o pasadas en las que se ha medido la potencia consumida por el cabezal de muela. La razón de hacer dos pasadas consecutivas es la de estudiar el incremento de energía específica entre pasadas y en diferentes condiciones. Las condiciones de rectificado que se han usado se pueden ver en la Tabla 4.3.

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
				$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
1/2/4/6	40/60	180/140/100/60	0.2	35	51	1

Tabla 4.3: Condiciones de rectificado angular en las pruebas de comportamiento energético

Se ha obtenido la energía específica de cada una de estas pasadas usando la potencia última durante la pasada en la ecuación ( 2.12 ). De esta forma, en la Figura 4.4 se pueden ver la energía específica en las condiciones de la Tabla 4.3. Se ha añadido un ajuste de la ecuación ( 2.14 ) a los datos obtenidos (ecuación ( 4.1 )). Aunque el ajuste de la curva sea aceptable ( $R^2=0.8624$ ) y las condiciones ensayadas hayan sido extensas, este ajuste solo será válido para las condiciones de pieza y muela especificadas en la Tabla 4.3 además del refrigerante y las condiciones de refrigeración. Los materiales de pieza y muela con sus propiedades juegan un papel esencial en el comportamiento energético del proceso, así como el refrigerante y las condiciones de refrigeración (Tabla 4.1).

$$e(Aggr) = 32 + 1125.(Aggr)^{-1.475} \quad (4.1)$$

Esta expresión se puede usar para estimar la energía específica inicial en procesos de rectificado de caras con muela angular. El efecto del desgaste de la muela, su comportamiento progresivo, no está contemplado en esta expresión ya que para unas condiciones cinemáticas dadas la agresividad se mantiene constante. Como se verá a continuación la energía específica varía a medida que la muela se va desgastando.

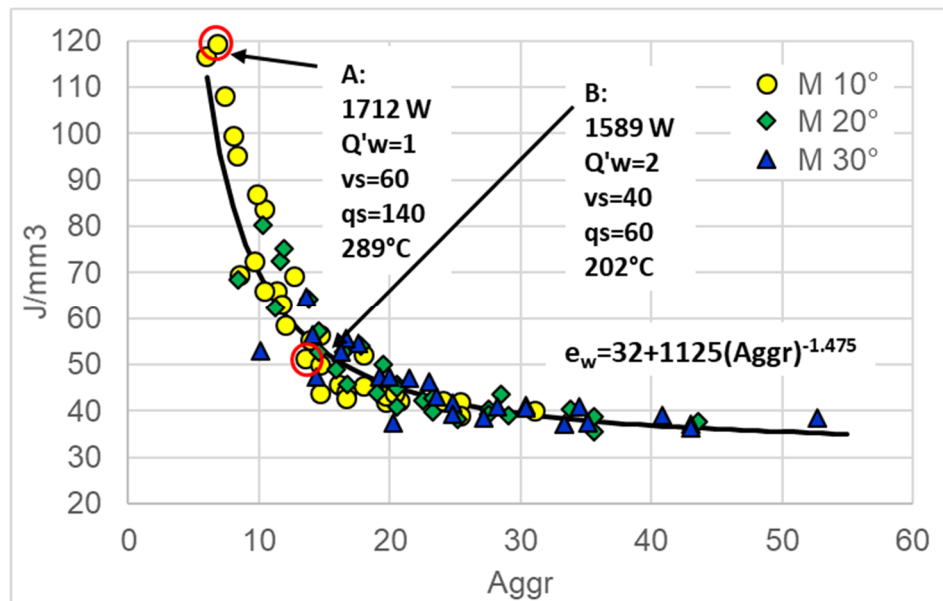


Figura 4.4: Energía específica de los ensayos en las condiciones de la Tabla 4.3 para los tres ángulos de muela así como la ecuación y la curva de ajuste

Los resultados de la Figura 4.4 validan las ideas planteadas en la sección 3.2.1 de esta tesis en las que se hace referencia a la influencia del ángulo de la muela sobre la agresividad. Se puede ver cómo, en general, el nivel de energía específica en las pruebas hechas con la muela M10 es más elevado que en las hechas con la muela M30, aunque los parámetros cinemáticos hayan sido idénticos. Para los mismos parámetros de rectificado, una reducción del ángulo de la muela implica un mayor diámetro equivalente en el área de contacto por lo que la máxima penetración de cada grano se reducirá y de esta forma la agresividad. Dado que la composición de la muela y el

material de pieza se ha mantenido constantes, todas las pruebas se ajustan a un mismo comportamiento en base a la agresividad. Este efecto resalta la importancia de considerar no solo la tasa de arranque sino la agresividad, y por lo tanto también el ángulo de muela, como un factor clave en el comportamiento energético de este proceso.

Los diferentes niveles de energía específica a lo largo del rango de agresividades demuestran cómo seleccionando correctamente los parámetros de rectificado se puede obtener un aumento de la productividad. Por ejemplo, los puntos A y B en la Figura 4.4 representan dos condiciones de igual consumo de potencia, pero B es el doble de productivo que A. Además, simulando las temperaturas en ( $r_{w2}$ ) para las dos condiciones de puede ver incluso una reducción de la temperatura en la superficie en B respecto de A.

Haciendo dos pasadas en cada condición y analizando la diferencia de energía específica entre ellas, es posible ver que el incremento de la energía a lo largo del rango de agresividad no es uniforme (Figura 4.5). En agresividades más altas, la reducción en la agresividad puede ser debida a que la muela recién diamantada adquiere poder de corte con las sucesivas pasadas hasta llegar a un punto estacionario. Aunque la energía específica se reduzca en las pasadas iniciales, una vez que este estado estacionario se haya alcanzado la muela empezará a desgastarse y el consumo de potencia se incrementará. Por otra parte, una reducción en la agresividad ya sea debida al ángulo de muela o a los parámetros cinemáticos, harán que la penetración de los granos sobre la pieza sea más superficial (sección 3.2.1) lo que provocará desgaste atríteo. Esta razón puede explicar el incremento de energía específica en los niveles más bajos de agresividad.

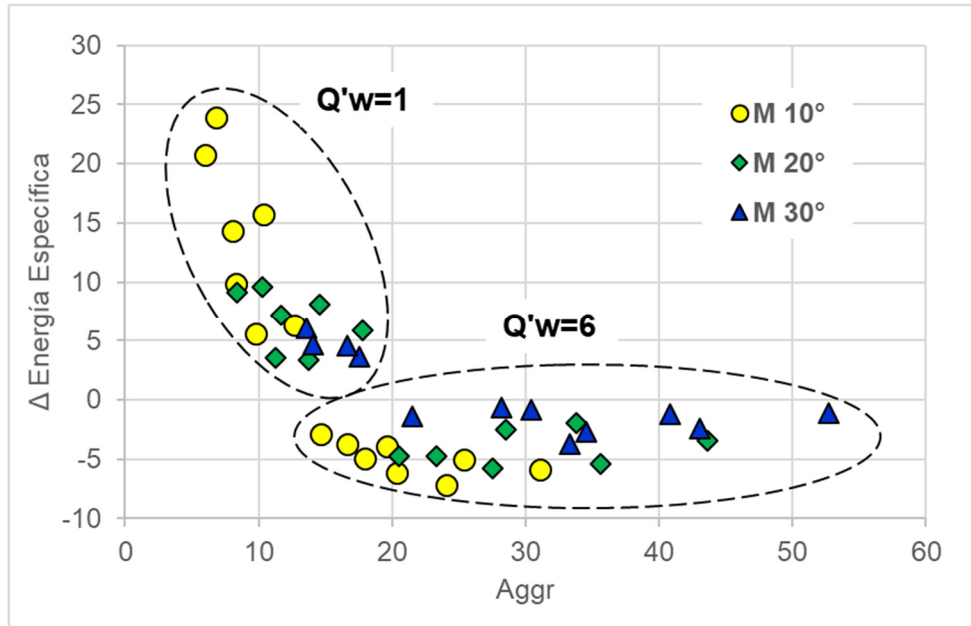


Figura 4.5: Diferencia de energía específica entre pasadas para los tres ángulos de muela

Estos dos efectos se ven amplificados por una reducción en el ángulo de la muela. La muela M10 tiene una mayor reducción en la energía específica en el intervalo de mayor agresividad mientras que en el intervalo de menor agresividad el incremento en la energía específica es considerable. Esto parece indicar que una muela con un ángulo mayor será más estable a lo largo del rango de agresividades en cuanto al incremento de energía específica con las pasadas. En las siguientes pruebas se han hecho pasadas

consecutivas hasta llegar a la potencia de quemado y así poder hacer un estudio más profundo de este efecto.

#### 4.3.2 Validación del modelo y comportamiento del proceso

En este conjunto de ensayos se han planteado dos condiciones de rectificado para la muela M30 y para la M10 consiguiendo así cuatro condiciones de agresividad. Se han realizado sucesivas pasadas de rectificado con una profundidad de pasada total de ( $a_t=0.2\text{mm}$ ) por pasada hasta detectar daño térmico. Al final de cada prueba se ha medido el desgaste macrogeométrico de la muela dejando una huella en un bloque de grafito. La inspección de la integridad superficial se ha hecho mediante la técnica *acid-etching* [ISO 14.104]. Las condiciones de rectificado que se han usado se detallan en la Tabla 4.4.

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
				$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
6	60	120/60	0.2	30	51	1

Tabla 4.4: Condiciones de rectificado en las pruebas de validación de modelo y comportamiento del proceso

En la Figura 4.6 se puede ver la progresión de la energía específica para las cuatro condiciones de rectificado mencionadas. Como se comentaba en la sección 4.3.1, el incremento de energía específica es diferente a distintos niveles de agresividad. Se puede ver que la energía específica se incrementa linealmente y que hay una relación directa entre la pendiente de incremento ( $\Delta$ ) y la agresividad en estas pruebas. Para unas mismas condiciones, el ángulo de muela ha variado la pendiente. A medida que se incrementa la agresividad, la pendiente de la curva es menor. Este efecto se podría relacionar de nuevo con el tipo de desgaste que sufre la muela en función de la agresividad. Un incremento de la agresividad implica una mayor penetración de los granos en el material lo que produce mayor desgaste macro geométrico prolongando el poder abrasivo de la muela. El efecto contrario sería que una menor agresividad y por tanto menor penetración de los granos implica mayor desgaste de carácter atriteo incrementando el rozamiento, generando caras planas y elevando rápidamente la potencia consumida.

Para una misma potencia, un incremento de la agresividad por la reducción de ( $l_c$ ), como puede ser el de comparar las pruebas M10qs120 y de M30qs120, hará que la temperatura en la superficie se incremente ya que el calor generado estaría concentrado en un área menor. Por otro lado, siendo la velocidad de pieza la misma, se reducirá el tiempo de contacto ( $t_c$ ) (Tabla 4.5) de un punto de la superficie por lo que hará falta una temperatura mayor para provocar el mismo daño térmico. El daño térmico depende de la temperatura que se alcance en la superficie más del tiempo de contacto (sección 2.7). Se llamará temperatura límite a la temperatura mínima a la que se provoca daño térmico en unas condiciones de rectificado dadas. Haciendo una simulación de la temperatura usando la medición de la potencia en el momento de la detección del quemado junto con el modelo analítico de la sección 3.3.1 y el coeficiente de reparto de calor de la Tabla 4.5 se puede ver que la temperatura en el momento de la detección de quemado en M10qs120 es menor que en M10qs60 como cabría esperar.

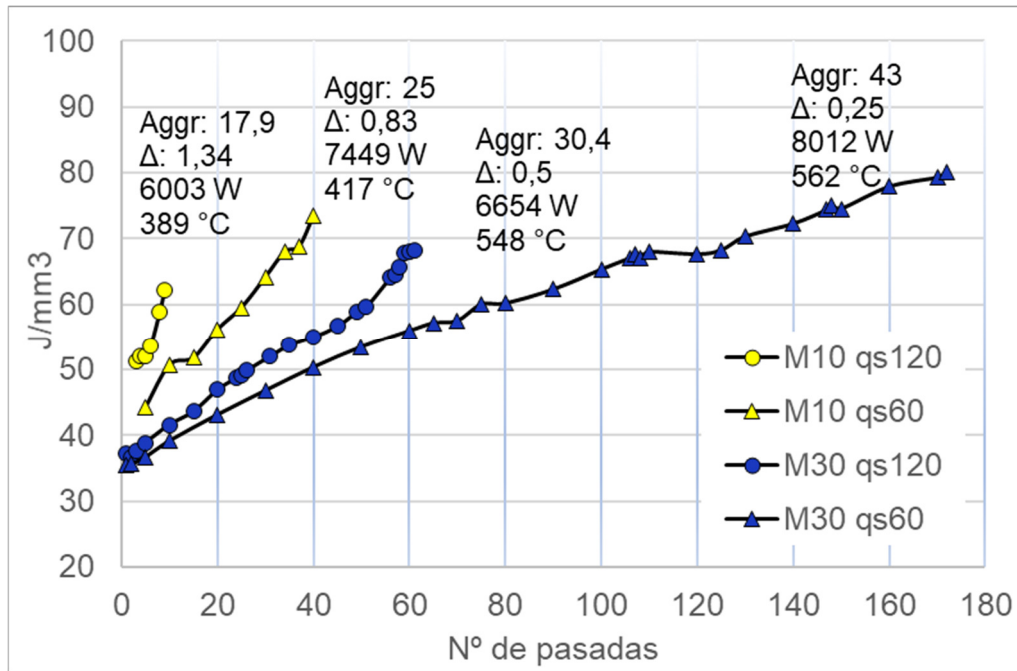


Figura 4.6: Progresión de la energía específica con las pasadas para las cuatro condiciones de agresividad

Comparando las pruebas M10qs120 y M10qs60, en este caso se ha duplicado la velocidad mientras que la longitud de contacto se ha reducido un 30%. Por lo tanto, el calor generado en M10qs120 estaría concentrado en un área menor, lo que hará que la temperatura se incremente, pero al mismo tiempo dado que la velocidad es mayor la temperatura se reducirá. Puesto que en la ecuación de la temperatura del modelo analítico (ecuación (3.25)) la longitud de contacto y la velocidad de la pieza tienen un peso idéntico, para una misma potencia, la temperatura en M10qs120 sería mayor. De cara al dañado térmico, el tiempo de contacto en M10qs60 es menor por lo que la temperatura límite para dañar térmicamente la pieza será mayor, de nuevo, la simulación de la temperatura es coherente con la teoría.

Por último, comparando los ensayos M10qs60 y M30qs120 se puede ver que debido al incremento en el ángulo de muela y a la reducción a la mitad de la velocidad, en este caso, la longitud de contacto apenas ha variado. Este sería el efecto contrario al primer ejemplo, con una misma longitud de contacto y para una misma potencia, la reducción de velocidad hará que la temperatura se incremente en la superficie de la pieza. Sin embargo, dado que el tiempo de contacto en M10qs60 es menor, la temperatura límite que produzca quemado debería ser mayor. En este caso, la simulación de la temperatura no va en línea con la teoría ya que la temperatura al detectar dañado en M10qs60 es menor que en M30qs120. Una posible explicación a este resultado podría ser que el modelo térmico analítico no contempla que, al ser un proceso rotativo, la muela pasa una y otra vez sobre la misma zona con las sucesivas vueltas. En el caso en el que el fluido refrigerante no fuera capaz de despejar todo el calor de la superficie de la pieza, este se acumularía produciendo un efecto de realimentación térmica no contemplado por el modelo analítico. Además, la velocidad de la pieza tendría influencia sobre este efecto por lo que la realimentación no sería igual para todas las condiciones.

Usando el modelo numérico descrito en la sección 3.3.2 es posible hacer una simulación más completa de la pasada en la que se ha producido el dañado térmico. Este modelo permite simular las continuas pasadas de rectificado sobre el mismo punto de la



superficie y el efecto de la refrigeración. Se ha hecho una simulación con el modelo numérico en la que se da una pasada completa de ( $a=0.2\text{mm}$ ) en las cuatro condiciones descritas en la Tabla 4.4, con la medición de potencia correspondiente en el momento de producirse el daño térmico y el coeficiente de reparto de calor a la pieza de la Tabla 4.5. Para esta simulación se ha usado un coeficiente de convección de ( $h=2.000\text{W/m}^2$ ) basado en [80].

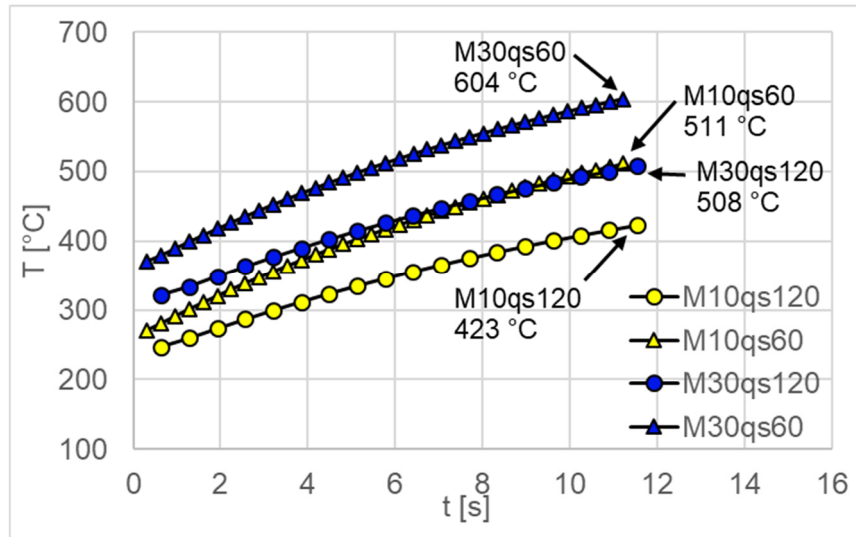


Figura 4.7: Simulación de la temperatura de un punto en la superficie de la pieza con las sucesivas pasadas a lo largo de la pasada en la que se ha producido daño térmico

En la Figura 4.7 se puede ver una simulación temperatura máxima de cada vuelta de un punto de la superficie de la pieza en ( $r_{w2}$ ). El efecto de incremento de la temperatura que se puede ver es debido a que el calor residual que no haya sido despejado por convección por el fluido de corte se acumula con las sucesivas pasadas haciendo que la temperatura máxima sea cada vez mayor. La velocidad de la pieza influye en esta realimentación de la temperatura ya que, con una velocidad mayor, como se puede ver, el fluido tiene menos tiempo para despejar el calor por lo que la temperatura sube más rápido. En M10qs60 y M30qs60 la temperatura se incrementa con mayor velocidad. En este caso la diferencia en temperatura entre M10qs60 y M30qs120 se reduce a medida que el calor se va acumulando. Este efecto de la realimentación no está tenido en cuenta en el modelo analítico y puede explicar la diferencia en la temperatura límite de quemado entre M10qs60 y M30qs120.

Se puede ver que hay una diferencia cuantitativa entre las temperaturas dadas por el modelo analítico y las del modelo numérico. El modelo analítico es un modelo respaldado y ampliamente validado en la literatura por lo que se considera un modelo más preciso cuantitativamente hablando. Sin embargo, como se ha comentado sería dependiente de la correcta estimación del reparto de calor además de que no tendría en cuenta el efecto de la realimentación. Por esta razón, se ha implementado el modelo numérico, por su valor cualitativo ya que permite simular el efecto de la realimentación. Para obtener una simulación numérica de mayor precisión es necesario un mallado más estrecho y un volumen de pieza mayor que harían imposible la tarea de simular estas operaciones. Por ello se ha sacrificado la precisión cuantitativa ya que lo que se pretende es hacer un estudio cualitativo de los efectos que no es capaz de simular el modelo analítico.



Estos resultados resaltan la importancia de las mediciones de temperatura en el punto de contacto durante el proceso para así poder ajustar correctamente tanto el coeficiente de reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) como el de convección del fluido ( $h_f$ ).

Prueba (nº pasada)	$t_c$ [s]	$\epsilon_w$	Desgaste de muela [mm]	G-ratio
M10qs120 (9)	0.0112	0.792	0.0088	193
M10qs60 (40)	0.0039	0.811	0.0497*	220*
M30qs120 (63)	0.0065	0.774	0.0132	288
M30qs60 (150)	0.0023	0.785	0.0316	357

Tabla 4.5: Tiempo de contacto, coeficiente de reparto de calor simulado, desgaste y  $G$ -ratio de las pruebas en la última pasada de cada prueba (\*) la prueba completa es de 58 pasadas

En la Figura 4.8 se pueden ver los resultados de las inspecciones por ácidos en la última pasada de cada uno de los ensayos. Las cuatro imágenes muestran una clara separación entre una zona dañada térmicamente y otra que no lo está. La zona dañada térmicamente aparece en las inspecciones por ácidos oscurecida y en los cuatro casos se encuentra en el diámetro exterior de la cara ( $r_{w2}$ ). Se puede ver en estas imágenes también que el nivel de daño térmico de las 4 inspecciones es claramente diferente.

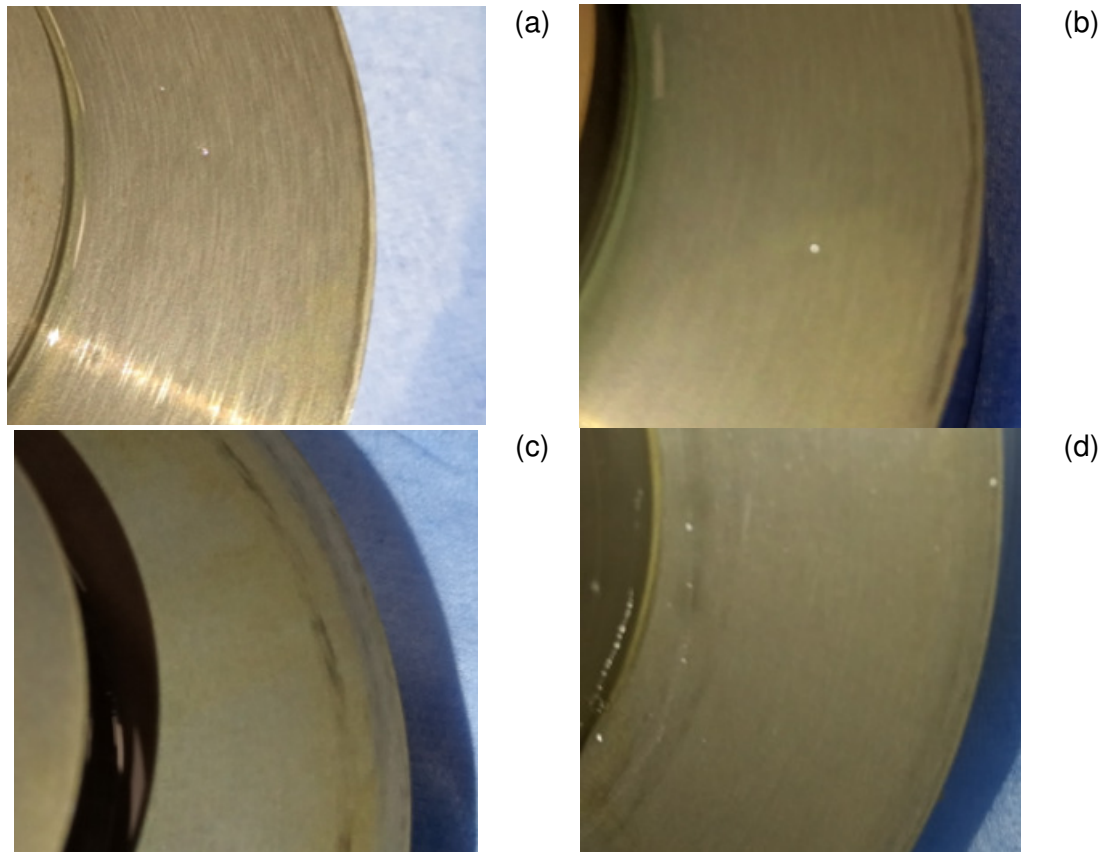


Figura 4.8: Inspección de daño térmico por ácidos en la última pasada de cada ensayo (a) M10 qs120, (b) M10 qs60, (c) M30 qs120 y (d) M30 qs60

El ensayo M10qs120 (Figura 4.8 (a)) es el ensayo que ha resultado dañado con más severidad. En el exterior de la cara se puede ver que se ha generado capa blanca indicando que la temperatura en este punto ha habido retemplado (sección 2.7.2). Los ensayos M10qs60 y M30qs120 (Figura 4.8 (b) y (c)) tienen claros signos de revenido. En el segundo, el área revenida es más extensa. Esto puede ser debido a que el tiempo

de contacto en el ensayo M30qs120 es un 59% mayor que en el ensayo M10qs60 mientras que la temperatura simulada es similar (Figura 4.7).

Los signos de dañado térmico más débiles se encuentran en el ensayo M30 qs60 (Figura 4.8 (d)), que es también el ensayo de menor tiempo de contacto. Además, se puede ver que no solo hay marcas de dañado térmico en el diámetro exterior, sino que también marcas en el interior. Este resultado parece indicar una menor diferencia en cuanto al dañado térmico entre el interior y el exterior de la pieza. Esta conclusión va en línea con el resto de los resultados de las inspecciones. En la prueba M10qs120 el dañado térmico ha sido muy intenso y localizado en el diámetro exterior y a medida que se ha incrementado la agresividad el dañado térmico ha estado cada vez más extendido por la cara en el momento de ser detectado.

Al terminar cada prueba se ha medido el desgaste macrogeométrico dejando una huella en un bloque de grafito y de esta forma, calculando el volumen de material de pieza eliminado teniendo como límite al aparición de dañado térmico y el de muela desgastado se ha calculado el *G-ratio* en cada prueba (Tabla 4.5). Se quiere subrayar que el volumen de muela usado para el cálculo del *G-ratio* es estrictamente el volumen desgastado. Desde el punto de vista de un proceso real es posible calcular un *G-ratio* diferente calculando el número mínimo de pasadas de diamantado para eliminar el desgaste más una pasada de diamantado extra. Esto refleja mejor la realidad del consumo de muela en producción donde se busca eliminar el desgaste de la muela, así como el de dar una pasada completa de diamantado con total penetración del diamante en la muela. Desde el punto de vista de esta tesis es más interesante ceñirse estrictamente al volumen desgastado.

Se puede ver que el desgaste es mayor a medida que la agresividad se incrementa, pero al mismo tiempo el número de pasadas dadas hasta provocar el quemado también ha aumentado. Se puede ver que el incremento de agresividad en este caso ha incrementado la productividad del proceso en cuanto al consumo de muela.

### 4.3.3 Influencia del diamantado

En la fase de pruebas de validación del modelo y comportamiento del proceso se ha analizado la relación entre la agresividad y la pendiente de incremento de la energía específica. Como se ha comentado en la sección 4.2.1 el diamantado en la cara varía en función del ángulo de la muela. Con el objetivo de analizar cómo influye el diamantado en el comportamiento progresivo del rectificado de caras con muela angular se han propuesto dos condiciones de rectificado con dos condiciones de diamantado para la muela M10 (Tabla 4.6). Se ha seleccionado un avance menor con el objetivo de comparar el comportamiento progresivo del proceso en condiciones diferentes de la fase anterior y validar las conclusiones presentadas.

Muela	$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_f$ [mm/min]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ (Aggr)	$a_d$ [μm]	$v_{fd}$ [mm/min]
M10	3	0.5615	60	40 (21.97) 180 (10)	3.5 7	764

Tabla 4.6: Condiciones de rectificado en las pruebas de influencia de diamantado

Se ha seguido en estas pruebas el mismo procedimiento que en la fase anterior. Se han dado pasadas consecutivas de ( $a_f=0.2\text{mm}$ ) hasta detectar daño térmico. En este caso se ha realizado la detección de daño térmico mediante la inspección *in-process* de corrientes inducidas que se menciona en la sección 2.8.3. Esta tecnología de detección de quemados ha sido validada en las pruebas mostradas en la sección 4.4.2.

La Figura 4.9 muestra las curvas de progresión de la energía específica en los ensayos de la Tabla 4.6. Como se puede ver, la pendiente de la curva se ha mantenido constante con el cambio en la profundidad de diamantado en ambos casos. Este hecho refuerza el argumento de la fase anterior de ensayos en la que se comentaba que la pendiente de incremento de la energía específica depende de la agresividad del proceso ya que, además, las curvas de mayor agresividad han tenido una menor pendiente ( $\Delta$ ).

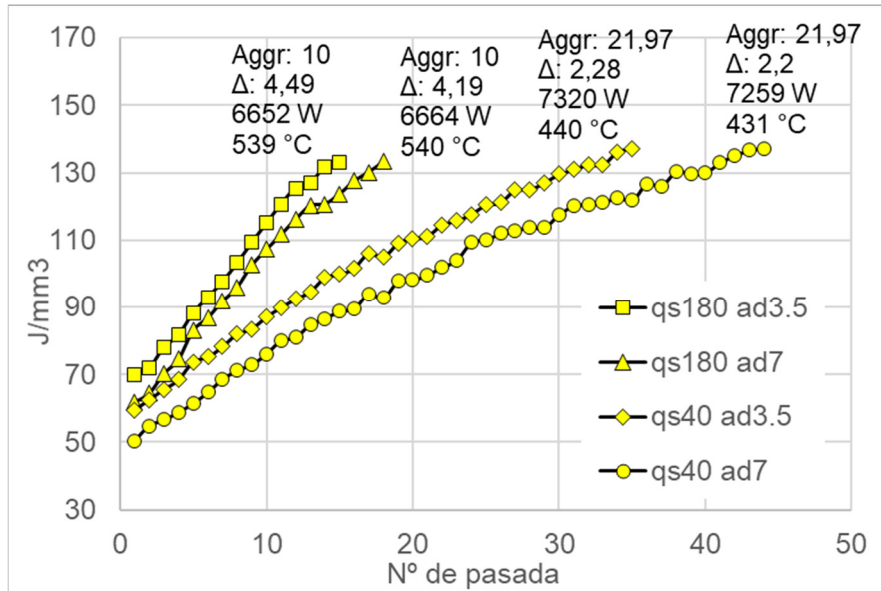


Figura 4.9: Progresión de la energía específica en dos condiciones cinemáticas y dos condiciones de diamantado con sus respectivas pendientes, agresividades y  $G$ -ratio

Comparando el valor de las pendientes obtenidas en estos ensayos se puede ver que son considerablemente mayores que en los ensayos de la fase anterior, sin embargo, la tasa de arranque ( $Q'_w$ ) en estos ensayos es la mitad. En la Figura 4.10 se han comparado las pendientes de los ensayos en función de la agresividad y de la tasa de arranque. Como se ha comentado en la sección 4.3.1, la ecuación ( 4.1 ) es válida solo para estimar el nivel de energía específica inicial del proceso pero no comprende el comportamiento que pueda tener con las sucesivas pasadas. En la Figura 4.10 se incluye un ajuste de los resultados obtenidos añadiendo los de la fase anterior de ensayos junto con una expresión de ajuste. Desarrollando los términos de este ajuste se obtiene la ecuación ( 4.2 ) en la que se tiene la pendiente de incremento de la energía específica en función de los parámetros cinemáticos.

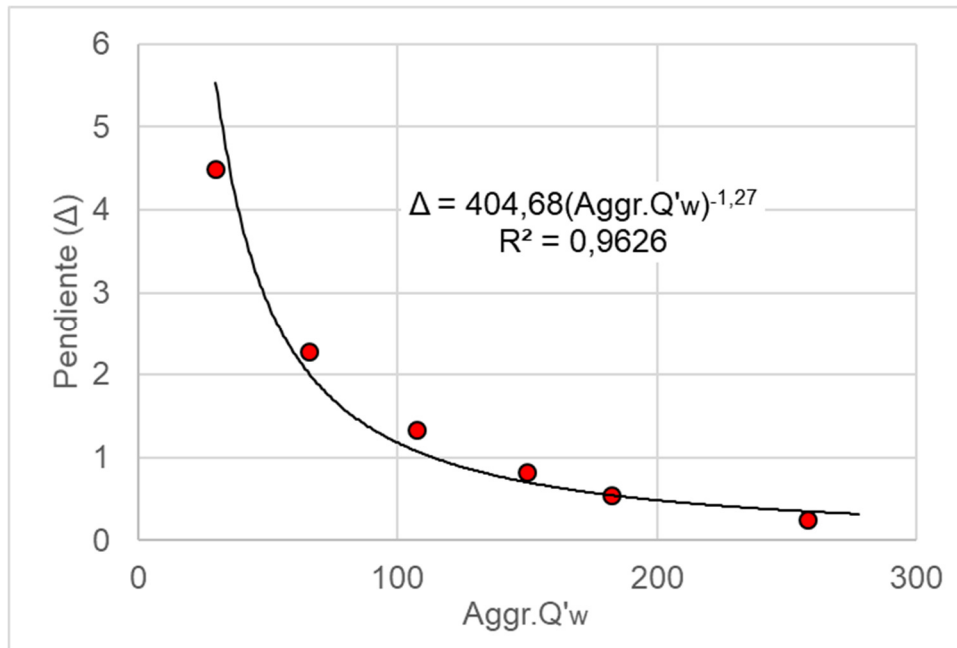


Figura 4.10: Pendiente de las pruebas de pasadas consecutivas en función de la agresividad y de la tasa de arranque más un ajuste en función de estos parámetros

$$\Delta = 404.68(v_w^{-2.54} \cdot a_e^{-1.905} \cdot d_e^{0.635} \cdot v_s^{1.27}) \quad (4.2)$$

Según lo comentado en la sección anterior, la temperatura en la superficie para una misma potencia será menor en las operaciones de ( $q_s=40$ ) ya que mientras que la longitud de contacto es la mitad que en las de ( $q_s=180$ ), la velocidad de la pieza es cinco veces mayor. De cara a dañar térmicamente la pieza por lo tanto haría falta una temperatura mayor en las operaciones de ( $q_s=40$ ) ya que el tiempo de contacto es menor. Simulando la temperatura en la superficie usando el modelo analítico con un coeficiente de reparto ( $\epsilon_w$ ) de la Tabla 4.7 (Figura 4.9) se puede ver de nuevo que las temperaturas límite de quemado de estas dos operaciones no encajan con la teoría ya que en las operaciones (qs40ad3.5) y (qs40ad7) la temperatura ha sido menor que en las (qs180ad3.5) y (qs180ad7).

Haciendo, de nuevo, una simulación numérica de las operaciones (qs180ad3.5) y (qs40ad3.5) con un coeficiente de convección de ( $h=2.000\text{W/m}^2\text{K}$ ) se puede ver que el efecto de realimentación en este caso es aún mayor ya que la temperatura final de estas dos operaciones (Figura 4.11) se ha invertido completamente. A estas dos temperaturas se ha añadido las cuatro temperaturas límite de quemado obtenidas por el modelo numérico de la fase de pruebas anterior en la Figura 4.11. Se puede ver que hay una tendencia a una temperatura límite menor con el incremento del tiempo de contacto. De nuevo, se quiere mencionar que se trata de temperaturas simuladas en las que tanto del coeficiente de reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) como el coeficiente de convección del fluido ( $h$ ) han sido estimados teóricamente. Mediante mediciones de temperatura en el punto de corte durante el proceso sería posible hacer un ajuste experimental de estos dos parámetros con el objetivo de obtener unas temperaturas simuladas cuantitativamente más precisas.

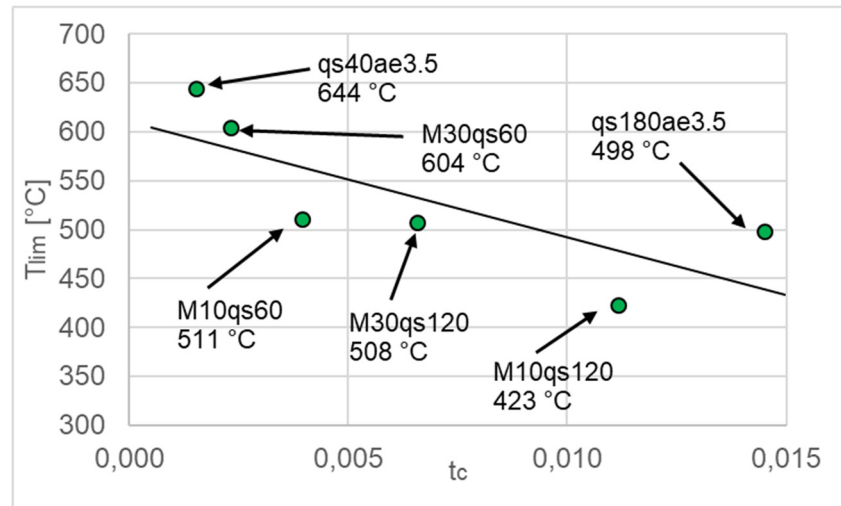


Figura 4.11: Temperaturas límite de quemado en función del tiempo de contacto más un ajuste de los resultados.

Debido al aumento de la pasada de diamantado de  $3.5\mu\text{m}$  a  $7\mu\text{m}$ , la energía específica inicial se ha reducido en ambas condiciones un 15% y un 18% respecto de los ensayos con ( $a_d=3.5\mu\text{m}$ ). Siendo la energía específica límite de quemado independiente del diamantado (Figura 4.9) se puede decir que el diamantado más profundo ( $a_d=7\mu\text{m}$ ) ha incrementado la duración de la muela frente al quemado. Además, el desgaste en ambos casos ha sido menor con un diamantado más profundo (Tabla 4.7) por lo que el *G-ratio* prácticamente se ha multiplicado por dos.

Se puede ver que el número de piezas entre diamantados se ha incrementado con la agresividad, igual que en la fase anterior de ensayos. Sin embargo, el desgaste de muela lo ha hecho en mayor proporción por lo que el *G-ratio* se ha reducido. En este caso el incremento de agresividad ha aumentado la duración en pasadas, pero también se ha consumido un mayor volumen de muela.

Prueba (nº pasada)	$t_c$ [s]	$\varepsilon_w$	Desgaste de muela [mm]	G-ratio
qs180 ad3.5 (16)	0.0145	0.75	0.0038	797
qs180 ad7 (19)	0.0145	0.75	0.0022	1634
qs40 ad3.5 (36)	0.00152	0.801	0.0097	702
qs40 ad7 (45)	0.00152	0.801	0.0056	1318

Tabla 4.7: Tiempo de contacto y coeficiente de partición de calor en las cuatro condiciones así como el desgaste medio en la última pasada y el G-ratio calculado

#### 4.3.4 Líneas de trabajo de interés

Mediante las pruebas presentadas en estas dos fases, se han validado los modelos propuestos en el capítulo 3 de esta tesis para la simulación termo-cinemática del rectificado de caras con muelas angulares. En la primera fase de los ensayos se ha probado un amplio rango de condiciones cinemáticas con el objetivo de estudiar su comportamiento energético consiguiendo como resultado un ajuste de la energía específica en base a la agresividad. Además, se ha comprobado cómo el ángulo de la muela tiene una influencia sobre el comportamiento energético entre pasadas consecutivas. En la segunda fase de los ensayos se ha hecho una validación de los modelos térmicos planteados en esta tesis, haciendo pasadas consecutivas hasta llegar al dañado térmico. Se ha estudiado el comportamiento progresivo del proceso en

diferentes condiciones de agresividad de cara a la pendiente con la que se incrementa la energía específica, así como el límite en el que se ha producido el quemado. Para este segundo análisis se han estudiado las diferentes simulaciones y resultados de las pruebas de inspección de quemados. En la tercera fase de ensayos se han validado las conclusiones obtenidas en la segunda fase acerca del comportamiento progresivo del rectificado de caras con muela angular además de estudiar la influencia del diamantado.

Estas pruebas han resultado en la validación de las principales hipótesis planteadas en esta tesis para el rectificado de caras con muela angular. Sin embargo, es posible plantear más estudios específicos para un análisis más profundo de esta técnica.

El siguiente paso en este estudio sería el de igualar las condiciones de agresividad variando el ángulo de la muela. De esta forma se compraría la posibilidad de neutralizar el efecto del ángulo de la muela en la agresividad. Además, resulta interesante el desarrollar una expresión del comportamiento progresivo de este proceso analizando el *G-ratio* en diferentes condiciones.

Por último, se quiere mencionar de nuevo que la medición de temperaturas durante el rectificado es clave para poder modelizar por completo este proceso. Como se ha comentado tanto en la revisión bibliográfica como en el capítulo de modelización y en los comentarios de los resultados de este capítulo, la medición de temperaturas durante el proceso y en el punto de contacto entre muela y pieza es necesario para poder ajustar la simulación de en cualquier proceso de rectificado. En el capítulo 5 se propone un diseño de un medidor de temperaturas específicamente pensado para la medición de temperaturas en rectificado de caras.

#### 4.4 Pruebas con muela recta

Con la muela recta MR se han realizado también tres fases de pruebas con diferentes objetivos. En una primera fase se ha ensayado un amplio rango de condiciones con el objetivo de conocer el comportamiento energético general de esta técnica. La segunda fase de las pruebas se ha hecho con el objetivo de validar el modelo planteado en la sección 3.2.2 de esta tesis. Para ello se han realizado pasadas consecutivas de rectificado sin diamantar hasta provocar daño térmico. Además, se han realizado pruebas de duración en diferentes condiciones con el objetivo de analizar la influencia de los parámetros cinemáticos en el comportamiento progresivo. Por último, en una tercera fase, se ha hecho una prueba en la que se ha variado la altura ( $h$ ) del perfil de la muela y se ha estudiado su influencia en pasadas consecutivas hasta detectar daño térmico en la superficie.

##### 4.4.1 Comportamiento energético

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$h$ [mm]	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
					$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
0.1/0.25/0.5 1/2/4	60/40	40/50/60/ 80/110/ 120/140/180	1	0.2	30	51	1

Tabla 4.8: Condiciones de rectificado en las pruebas de comportamiento energético con muela recta

La primera fase de las pruebas realizadas con esta técnica consiste en validar el modelo de comportamiento energético basado en la agresividad propuesto en la sección 3.2.2 de esta tesis. Para ello se proponen las condiciones de rectificado de la Tabla 4.8 con las que se cubre un amplio rango de agresividades. Se ha dado una pasada de

( $a_t=0,2\text{mm}$ ) en cada una de las condiciones y se ha medido la potencia consumida por el cabezal de muela para conocer la energía específica.

La ecuación ( 4.3 ) es el ajuste de la ecuación ( 2.14 ) a los resultados que se pueden ver en la Figura 4.12. Como se puede ver en la Figura 4.12 se ha cubierto un rango lo suficientemente amplio para definir el comportamiento energético de esta técnica.

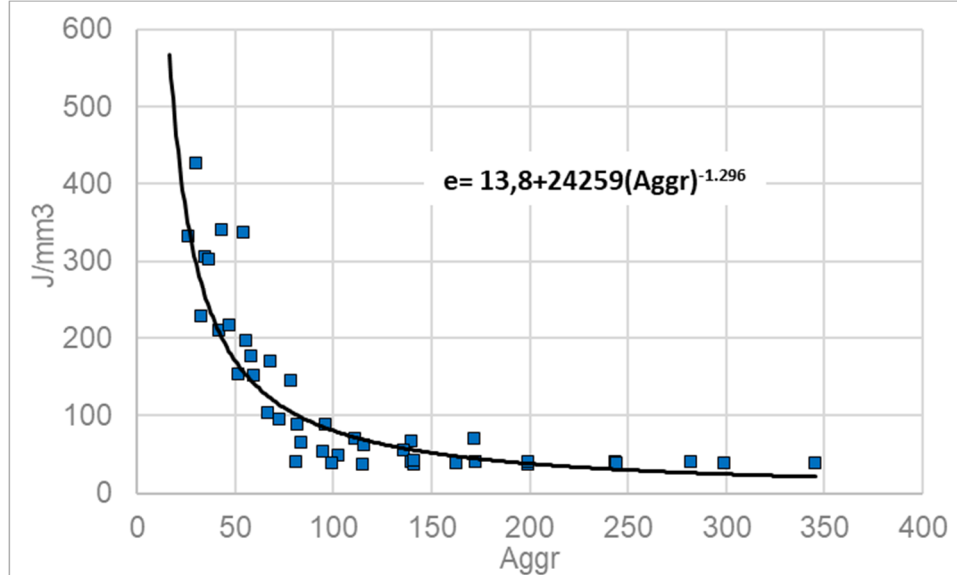


Figura 4.12: Energía específica vs agresividad en las condiciones de rectificado de la Tabla 4.8 y la ecuación de ajuste en base a la agresividad

$$e(Aggr) = 13.8 + 24259. (Aggr)^{-1.296} \quad (4.3)$$

#### 4.4.2 Validación del modelo y comportamiento del proceso

En esta segunda fase las pruebas se han realizado pasadas sucesivas de rectificado hasta detectar daño térmico mediante corrientes inducidas. El daño térmico detectado por corrientes se ha contrastado con inspecciones por ácidos en cada pasada. En primer lugar, se ha analizado el comportamiento progresivo en una de las condiciones (Tabla 4.9) con más detalle con el objetivo de validar el modelo cinemático-térmico planteado en esta tesis. A continuación, se ha realizado el mismo procedimiento de pasadas consecutivas hasta provocar daño térmico en diferentes condiciones.

$Q'_w$ [mm³/mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$h$ [mm]	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
					$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
2	60	120	3	0.1	29	51	1

Tabla 4.9: Condiciones cinemáticas de rectificado en las pruebas de validación de modelo

En la Figura 4.13 se pueden ver los resultados en las cuatro pasadas de rectificado que se han hecho en esta prueba. Figura 4.13 (a) es la señal de potencia durante las pasadas. Se ha marcado el valor último de potencia ya que es con este valor con el que se han hecho las simulaciones de temperatura de Figura 4.13 (d). En la Figura 4.13 (b) se muestra la señal de corrientes inducidas medida durante el proceso, se considera que hay daño térmico en la pieza cuando la señal supera el valor de 1. Por último, se tiene el resultado de las inspecciones por ácidos en la Figura 4.13 (c).



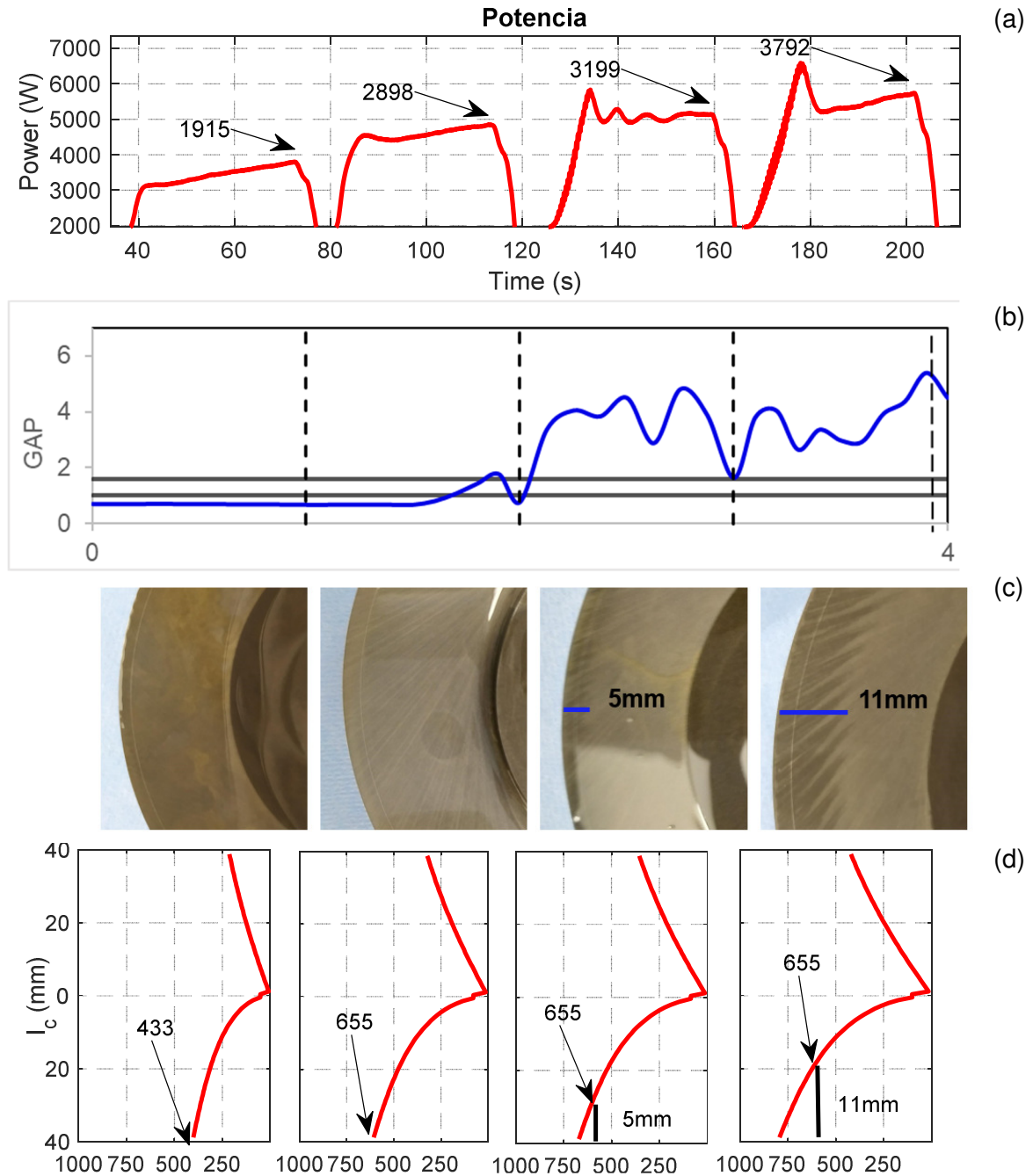


Figura 4.13: (a) Potencia medida durante cada pasada y valor de la potencia última, (b) señal de eddy current *in-process*, (c) inspección por ácidos, (d) simulación de la temperatura en la cara ( $\epsilon_w=0.5$ )

La primera pasada no ha producido daño térmico. La señal de corrientes inducidas indica que se ha producido daño térmico durante la segunda pasada, pero en el último instante la señal cae. La inspección por ácidos confirma que no hay daño térmico en la superficie de la pieza. Al final de la tercera pasada la señal de corrientes indica que hay quemado y la inspección por ácidos lo confirma. Se puede ver en la tercera pasada de la Figura 4.13 (c) cómo hay una parte de la superficie de la pieza de aproximadamente 5mm de ancho oscurecida. Este oscurecimiento de la superficie indica que ha habido cambios en la microestructura del acero y por lo tanto se puede concluir que la pieza está revenida. Este resultado aporta una validación preliminar del modelo planteado en la sección 3.2.2 el cual sugiere que la zona de mayor probabilidad para la aparición de daño térmico es la parte exterior de la cara, o sea, ( $r_{w2}$ ). Se ha dado



una cuarta pasada a modo de confirmación en la que la señal de corrientes aumenta, así como la potencia. La tecnología de corrientes inducidas ha sido validada para la detección de daño térmico de esta forma contra el resultado de la inspección por ácidos en más de 100 ensayos.

La inspección por ácidos ha sido una herramienta indispensable a la hora de validar uno de los aspectos más complejos del modelo como es la cinemática del contacto en rectificado de caras con muela recta. La forma y la orientación de las marcas del daño térmico en las pasadas 3 y 4 de la Figura 4.13 (c) se corresponden con la distribución térmica propuesta en el modelo descrito en la sección 3.2.2 de esta tesis. Las marcas de dañado térmico comienzan en el exterior de la cara ( $r_{w2}$ ) y se extienden hacia el interior a medida que la potencia aumenta.

En la Figura 4.13 (d) se tiene la simulación de las temperaturas en el arco de contacto ( $l_c$ ) usando la potencia última de la Figura 4.13 (a). La temperatura simulada en ( $r_{w2}$ ) en la segunda pasada (655°C) se corresponde con la temperatura simulada a 5mm de ( $r_{w2}$ ) en la tercera pasada y con un punto a 11mm en la cuarta pasada. Por lo tanto, la temperatura simulada en las cuatro pasadas en el último punto no quemado de la superficie de la pieza se corresponde. El valor de esta temperatura es más bien cualitativo ya que se trata de una temperatura simulada junto con un coeficiente de reparto de ( $\epsilon_w=0.5$ ) calculado de forma teórica. Para un correcto ajuste experimental del coeficiente de reparto de calor a la pieza es imprescindible la medición de temperaturas en el punto de contacto durante el proceso.

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$h$ [mm]	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
					$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
1/2/3/4	60	40/60/ 120/180	1	0.1	29	51	1

Tabla 4.10: Parámetros de rectificado de pruebas de comportamiento del proceso

Se han realizado más pruebas progresivas en las que se han dado pasadas consecutivas de ( $a_e=0.1$ mm) hasta que se ha detectado dañado térmico. En este caso la detección de dañado térmico en la superficie se ha realizado usando únicamente el detector de corrientes inducidas mencionado en la sección 2.8.3. Se ha seguido el mismo procedimiento con el objetivo de analizar la influencia de los parámetros cinemáticos en el desgaste de la muela y en el comportamiento térmico. Con este objetivo se han seleccionado 16 condiciones de rectificado que se pueden ver en la Tabla 4.10. En la Tabla 4.11 se pueden ver los resultados obtenidos, se indica la agresividad de cada una de las condiciones ( $Aggr$ ), el número de pasadas hasta provocar dañado térmico ( $n$ ), la pendiente de incremento de la energía específica ( $\Delta$ ), la potencia límite de quemado ( $P_{lim}$ ) y el tiempo de contacto ( $t_c$ ). Además se incluye el coeficiente de reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) obtenido mediante el modelo comentado en la sección 2.6.2 y la temperatura máxima en ( $l_{c2}$ ) y ( $r_{w2}$ ) mediante el modelo analítico (sección 3.3.1).

$Q'_w$		$q_s$			
		40	60	120	180
1	Aggr	172.6	140	99.6	81.3
	nº pasadas	10	6	5	4
	$\Delta$	11.6	13.75	14.46	16.4
	$P_{lim}$ [W]	3645	2735	2067	1924
	$t_c$ [s]	2.07e-5	3.81e-5	1.08e-4	1.98e-4
	$\varepsilon_w$	0.512	0.504	0.489	0.478
	T [°C]	781	638	557	560
2	Aggr	244	199.2	140.9	115
	nº pasadas	8	10	6	5
	$\Delta$	5.1	5	6.3	9.05
	$P_{lim}$ [W]	3423	3287	2473	2009
	$t_c$ [s]	2.93e-5	5.41e-5	1.53e-4	2.8e-4
	$\varepsilon_w$	0.511	0.503	0.488	0.484
	T [°C]	615	644	559	499
3	Aggr	299.1	244.2	172.7	140.9
	nº pasadas	11	10	8	6
	$\Delta$	2.95	3.24	3.12	3.56
	$P_{lim}$ [W]	4025	3685	3231	2676
	$t_c$ [s]	3.6e-5	6.61e-5	1.87e-4	3.45e-4
	$\varepsilon_w$	0.51	0.502	0.495	0.493
	T [°C]	652	651	669	604
4	Aggr	345.3	282	199.3	162.5
	nº pasadas	16	11	2	1
	$\Delta$	2.3	2.44	-	-
	$P_{lim}$ [W]	5090	4358	2957	2607
	$t_c$ [s]	4.15e-5	7.63e-5	2.16e-4	3.96e-4
	$\varepsilon_w$	0.509	0.503	0.502	0.50
	T [°C]	766	717	557	561

Tabla 4.11: Resultados de las pruebas de influencia de los parámetros cinemáticos más el coeficiente de reparto de calor y la temperatura máxima simulada

En la Figura 4.14 se puede ver un ajuste del incremento de la energía específica ( $\Delta$ ) en función de la agresividad y de la tasa de arranque de cada una de las condiciones. Se puede ver que hay una relación directa también en rectificado de caras con muela recta entre la agresividad y la pendiente con la que se incrementa la energía específica con las sucesivas pasadas. Tomando como ejemplo, de la Tabla 4.11, las pruebas de misma agresividad, ( $Q'_w=1$  /  $q_s=60$ ), ( $Q'_w=2$  /  $q_s=120$ ) y ( $Q'_w=3$  /  $q_s=180$ ), se puede ver que siendo el nivel de agresividad igual, ( $\Delta$ ) es proporcionalmente más pequeño según se va incrementando la tasa de arranque ( $Q'_w$ ). De nuevo, este efecto puede ser debido a que, en unas condiciones menos agresivas, el corte es más superficial produciendo más caras planas y un desgaste de carácter atriteo. Por el contrario, en el caso de unas condiciones más agresivas, la muela penetra más en la pieza lo que provoca un desgaste macro geométrico mayor, pero mantendría bajo el consumo de potencia por más tiempo.

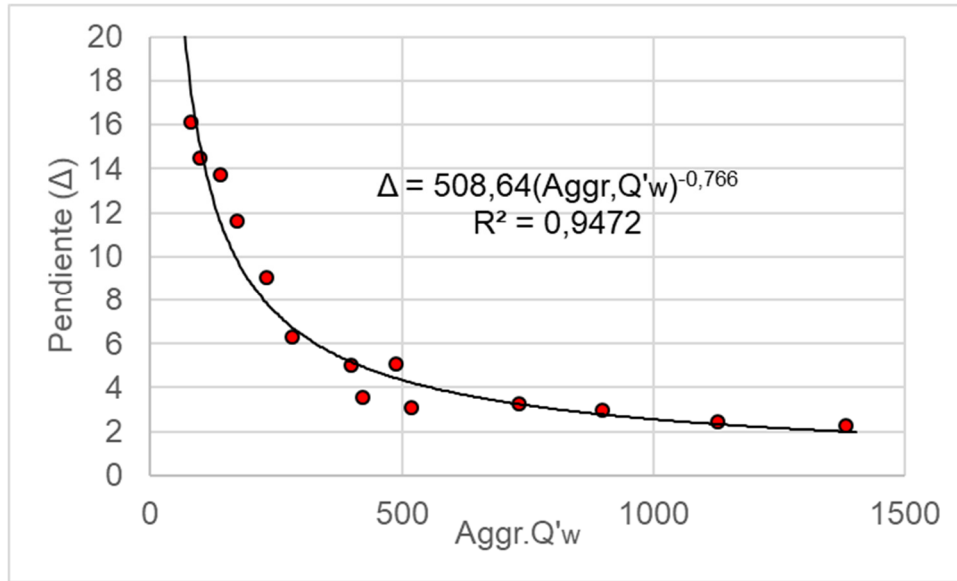


Figura 4.14: Ajuste de las pendientes de incremento de energía específica en rectificado de caras con muela recta en función de la agresividad y de la tasa de arranque

$$\Delta = 508,64(v_w^{-1,53} \cdot a_e^{-1,15} \cdot d_s^{0,383} \cdot v_s^{0,766}) \quad (4.4)$$

También se ha observado un incremento en el número de pasadas sin generar daño térmico con el incremento de la agresividad. La prueba de mayor agresividad con mayor tasa de arranque ( $Q'_w=4$  /  $q_s=40$ ) ha durado cuatro veces más que la de menor agresividad ( $Q'_w=1$  /  $q_s=180$ ) lo que hace que en total sea 16 veces más productiva. Faltaría en este caso el valor del desgaste para confirmar que en cuanto a consumo de muela también se trata de unas condiciones más productivas.

Sin embargo, el incremento de la agresividad aumentando la tasa de arranque, o lo que es lo mismo, la velocidad de avance ( $v_f$ ) tiene un límite. Por ejemplo, las dos operaciones de mayor tasa de arranque y menor velocidad de pieza, ( $Q'_w=4$  /  $q_s=120$ ) y ( $Q'_w=4$  /  $q_s=180$ ), han tenido una duración de 2 y 1 pasadas respectivamente. Por esta razón resulta imposible calcular una pendiente de incremento de la agresividad. Viendo que en lo que respecta a duración, estos ensayos no encajan con la tendencia del resto en la que un incremento de agresividad debería incrementar la duración se han repetido los ensayos obteniendo resultados idénticos. Se supone por lo tanto que la primera pasada produce ya una temperatura suficiente en el área de contacto como para dañar térmicamente la pieza. Esto podría ser debido a que, aunque la pendiente de crecida de las condiciones más agresivas, en teoría sea menor, la potencia inicial sea igual o mayor que la potencia límite.

Por último, se han realizado simulaciones de la temperatura máxima en la superficie de la pieza en ( $r_{w2}$ ). En la Tabla 4.11 se encuentran las temperaturas simuladas por el modelo analítico junto con la potencia límite de quemado con un coeficiente de reparto de calor estimado según el modelo comentado en la sección 2.6.2. Estas temperaturas se han representado gráficamente en la Figura 4.15 (a). La tendencia de estas temperaturas parece estar de nuevo relacionada con el tiempo de contacto de la pieza con la muela. Se puede ver que al tener menor tiempo de contacto ( $t_c$ ), es necesaria una temperatura ( $T_{lim}$ ) mayor en la superficie para producir daño térmico, lo que encaja con la teoría. Se ha ensayado un amplio rango de agresividades por lo que se pue

estimar que la temperatura en la superficie al aparecer quemado durante una operación de rectificado de caras con muela recta está entre los 560°C y 780°C.

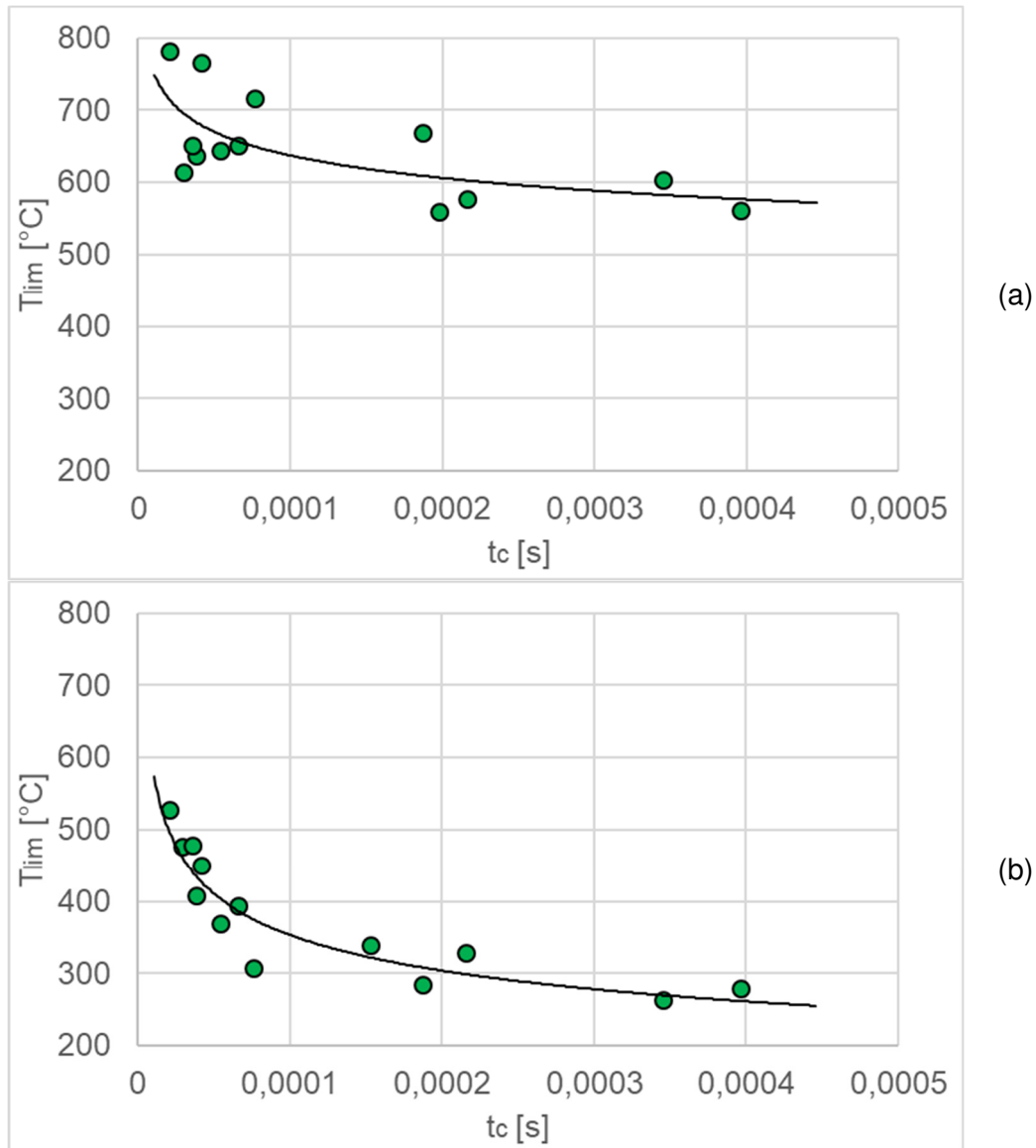


Figura 4.15: Temperatura límite simulada en el momento de detectar daño térmico en función del tiempo de contacto (a) con el modelo analítico y (b) con el modelo numérico de diferencias finitas

En rectificado con muela recta, como se ha comentado en la sección 3.2.2, el área de contacto es más compleja que en rectificado angular ya que hay dos zonas de contacto con diferentes condiciones térmicas. En el modelo analítico se estaría simulando la temperatura máxima en el punto de contacto en ( $r_{w2}$ ) y ( $l_{c1}$ ). Este punto sería el que tendría mayor temperatura y por lo tanto el de mayor riesgo de aparición de daño térmico como se ha demostrado en esta sección (Figura 4.13). Se considera que el modelo analítico es más preciso en cuanto al cálculo de la temperatura ya que es un modelo ampliamente validado en la literatura, sin embargo, no se estaría teniendo en cuenta el efecto de una segunda área de contacto y de las sucesivas vueltas. Para considerar el efecto de realimentación térmica que esto podría estar causando se han realizado simulaciones térmicas con el modelo numérico de diferencias finitas comentado en la sección 3.3.2. Se ha simulado la última pasada completa ( $a=0.1$ mm) en la que se ha detectado daño térmico usando la potencia límite (Tabla 4.11) con un

coeficiente de convección ( $h=2.000\text{W/m}^2\text{K}$ ). Las temperaturas al final de la pasada se han representado gráficamente en la Figura 4.15 (b). Se puede ver una mejora en la correlación entre la temperatura límite y el tiempo de contacto. Esto resalta la importancia de considerar el efecto térmico que puede estar causando la segunda área de contacto, o sea ( $l_{c2}$ ) además de un posible efecto de realimentación térmica. Se puede ver que las temperaturas simuladas numéricamente han sido menores por lo que se quiere comentar que el valor de las simulaciones numéricas es sobre todo cualitativo. Estas simulaciones se han realizado como un complemento a las simulaciones analíticas con el objetivo de estudiar el posible efecto de la realimentación. Para obtener una simulación numérica de mayor precisión es necesario un mallado más estrecho y un volumen de pieza mayor que harían imposible la tarea de simular estas operaciones. Por ello se ha sacrificado la precisión cuantitativa ya que lo que se pretende es hacer un estudio cualitativo de los efectos que no es capaz de simular el modelo analítico.

#### 4.4.3 Influencia de la altura de cara ( $h$ )

Se ha comentado en la sección 3.2.2 cómo la altura del perfil de la muela ( $h$ ) no influye en el arranque de material al rectificar con muelas rectas ya que el avance por vuelta ( $a_e$ ) en esta zona sería despreciable. En esta fase de las pruebas realizadas se pretende dar validez a este argumento experimentalmente. Para ello se han seleccionado dos condiciones de rectificado y se han ensayado para tres alturas de cara diferentes. Una vez más, se han dado pasadas consecutivas de ( $a_e=0.1\text{mm}$ ) hasta provocar daño térmico que se ha detectado mediante corriente inducidas (sección 2.8.3). Las condiciones ensayadas pueden verse en la Tabla 4.12.

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	$v_s$ [m/s]	$q_s$ -	$h$ [mm]	$a_t$ [mm]	Dimensiones de la pieza [mm]		
					$r_{w1}$	$r_{w2}$	$r_0$
3	60	60/120	1/2/3	0.1	29	51	1

Tabla 4.12: Condiciones de rectificado en las pruebas de influencia de la altura del perfil de muela recta

En la Figura 4.16 se pueden ver las curvas de progresión de energía específica de las pruebas realizadas con las condiciones de rectificado de la Tabla 4.12. En primer lugar, en ambos casos se puede ver que la duración en número de pasadas es la misma al variar la altura de cara de la muela. Al aumentar el tamaño de cara la pendiente de la curva se incrementa. La pendiente de la curva con ( $h=1\text{mm}$ ) ha sido de 3.12 en el caso de ( $q_s=120$ ) (Figura 4.16 (a)) y 3.33 en el caso de ( $q_s=60$ ) (Figura 4.16 (b)) por lo que estos resultados son coherentes con los de la fase anterior. Sin embargo, con una altura de cara de ( $h=2\text{mm}$ ) la pendiente se ha incrementado un 36% para ( $q_s=120$ ) y un 42% para ( $q_s=60$ ). Al aumentar la altura de cara a ( $h=3\text{mm}$ ) de nuevo la pendiente se ha incrementado un 31% y 45% respecto de la altura de cara anterior. El incremento de la pendiente parece ser proporcional al tamaño de la cara y a la velocidad de la pieza ya que el incremento ha sido mayor en el caso de ( $q_s=60$ ). Esto es lógico suponiendo que el aporte al consumo de potencia que provoca una altura de cara mayor se debe a la fricción en esta área.

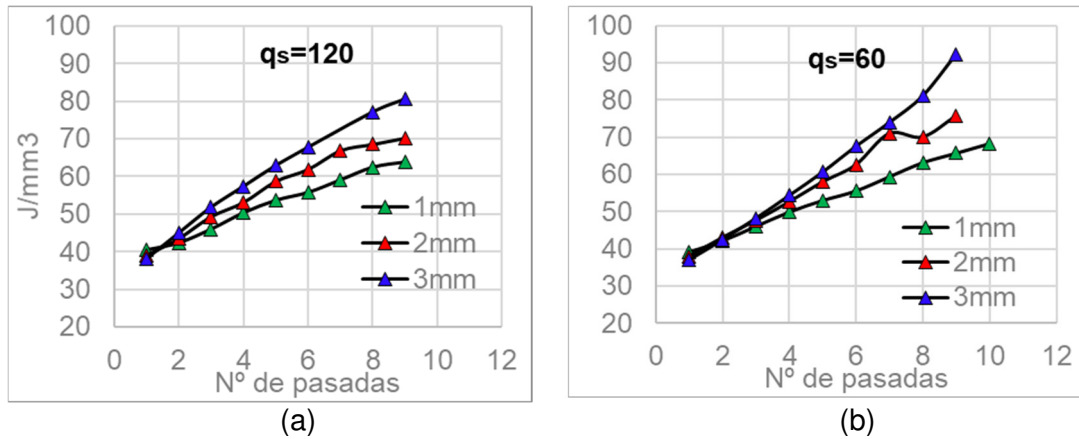


Figura 4.16: Curvas de progresión de energía específica para diferentes alturas de cara con ratio de velocidades (a)  $q_s=120$  y (b)  $q_s=60$

Si se analiza térmicamente esta diferencia es evidente que, puesto que la potencia en el instante de producirse en daño térmico es mayor con una altura de cara mayor, la temperatura que simularán ambos modelos, tanto el analítico como el numérico, será mayor. Sin embargo, cinemáticamente, en las dos áreas donde se produce el arranque de material la situación no cambia por el aumento de ( $h$ ). Estas pruebas demuestran cómo se ha de tener en cuenta la altura de cara al simular las temperaturas por dos razones. En primer lugar, se debería separar la parte de la potencia consumida en el arranque del material de la parte que corresponde a la fricción producida en la cara de la muela y donde el arranque de material es despreciable. En segundo lugar, se debería estudiar si térmicamente tiene algún efecto la fricción que se produce en esta área.

#### 4.4.4 Líneas de trabajo de interés

Se han realizado pruebas en las que se han validado los modelos planteados en la sección 3.2.2 y 3.3 para la simulación termo-cinemática del rectificado de caras con muela recta. En primer lugar, se ha validado la relación entre el comportamiento energético y el modelo de agresividad propuesto. En la segunda fase de las pruebas realizadas se ha visto una clara correlación entre el modelo cinemático propuesto y los resultados de las inspecciones de integridad superficial por *acid-etching*. Además, se han realizado más pruebas con diferentes parámetros de estudiando su influencia sobre el comportamiento térmico sacando como conclusión principal la relación entre el tiempo de contacto y la temperatura máxima en la superficie además de la influencia de la agresividad en la pendiente de incremento de la energía específica. Por último, en una tercera fase se ha estudiado influencia de la altura de cara del perfil de la muela ( $h$ ) en el comportamiento del proceso.

Se han validado de esta forma las principales hipótesis planteadas en la sección del modelo de rectificado de caras con muela recta además de analizar la influencia de los principales parámetros del modelo planteado en la sección 3.2.2. Sin embargo, quedan aún temas de estudio de gran interés de cara a la aplicación de esta técnica en procesos reales de producción.

En primer lugar, las pruebas presentadas en este estudio se han realizado con muelas de abrasivo convencional o corindón ( $Al_2O_3$ ). En procesos de elevada productividad es habitual el uso de superabrasivos como el CBN (*Cubic Boron Nitride*) en aplicaciones de rectificado de caras con muela recta. Esto es debido a que los sucesivos diamantados y el desgaste hacen que la superficie activa de la muela en el diámetro se

reduzca. Esto puede causar un acortamiento de la vida de la muela en función de las exigencias del proceso.

Se plantea también la variación cinemática del *down-grinding*, esto es, el rectificado en concordancia. Todas las pruebas presentadas en esta tesis se han realizado en *up-grinding*, esto es, rectificado en oposición. Al rectificar en concordancia, la cinemática del proceso sería idéntica salvo que la semi-longitud de contacto ( $l_{ct}$ ), o sea, la que tendría una temperatura más elevada además de un área de contacto mayor, quedaría mejor refrigerada que al rectificar en oposición.

En la fase de pruebas de la sección 4.4.3 se ha analizado la influencia de ( $h$ ) en el proceso, sin embargo, aún se podría profundizar más en el estudio de la influencia de la forma del perfil de la muela ensayando distintas variaciones del radio de esquina ( $r_0$ ) de la muela así como del ángulo de desahogo ( $\alpha$ ).

A lo largo de la fase de experimentación se ha comentado cómo el tipo de desgaste que sufre la muela podría estar relacionado con la agresividad del proceso al mismo tiempo que con la pendiente de incremento de la energía específica. Sin embargo, la caracterización del desgaste con muela recta ha resultado más complicada que con la muela angular. Un estudio del tipo de desgaste en relación con los parámetros de rectificado resulta muy interesante de cara a predecir el comportamiento del rectificado de caras.

Por último, con el objetivo de modelizar térmicamente el rectificado de caras con muela recta, se hace imprescindible la medición de la temperatura durante el proceso. Las temperaturas que se han mostrado en este capítulo han sido dependientes siempre de una correcta estimación del coeficiente de reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) y en el caso de las simulaciones numéricas también del coeficiente de convección ( $h_f$ ). Para poder estimar de forma precisa estos dos factores, la forma más directa de hacerlo es la medición de temperaturas directamente durante el proceso y en el punto de contacto entre pieza y muela. Ya se han mencionado las principales dificultades a la hora de medir las temperaturas durante un proceso de rectificado en la revisión de la literatura. En el capítulo 5 se describe el desarrollo de un sistema de medición de temperaturas específico para operaciones de rectificado. Además, se propone un diseño de este mismo sistema de medición de temperaturas aplicado al rectificado de caras.

## **Capítulo 5: Desarrollo de sensores para la medición de temperaturas en rectificado de caras**





## 5 Desarrollo de sensores para la medición de temperaturas en rectificado de caras

### 5.1 Introducción

En los anteriores capítulos de esta tesis se ha demostrado que el factor térmico tiene un gran peso a la hora de diseñar procesos de rectificado. En la zona de contacto se pueden llegar a dar temperaturas de hasta 800°C y los gradientes de temperatura pueden ser de 4000°C/s. En el capítulo 4 se ha visto cómo estas temperaturas pueden dañar térmicamente las piezas Figura 4.8. Completar el modelo cinemático-térmico para poder optimizar operaciones de rectificado en las que se incluya la cara pasa por medir la temperatura directamente. Las herramientas que se han usado hasta ahora en esta tesis para la estimación de las temperaturas en la superficie no tienen la precisión necesaria ya que son métodos indirectos de medición de temperatura. La inspección de superficie mediante *acid-etching* y *eddy-current* indican si hay cambios metalográficos en la pieza, pero como se ha visto en el capítulo anterior, estos cambios dependen tanto de la temperatura como del tiempo de contacto. Por otro lado, las simulaciones de temperatura propuestas son capaces de predecir la distribución térmica en el área de contacto, pero el dato cuantitativo de la temperatura dependerá siempre del coeficiente de partición de calor. Ya se ha mencionado cómo, el método más directo de conocer este coeficiente es la medición directa de las temperaturas durante el rectificado.

Tras un exhaustivo análisis de los medidores de temperatura disponibles en el mercado no se ha encontrado ninguno que cumpla las especificaciones necesarias para la medición de temperaturas durante el rectificado de caras. En la literatura se pueden encontrar ejemplos de aplicación para medir la temperatura durante el rectificado usando diferentes aproximaciones. Los termopares no son capaces de medir las temperaturas suficientemente rápido debido a que funcionan por conducción del calor [50,56]. Por otra parte, las cámaras termográficas no son válidas ya que en rectificado hay chorros de taladrina a altas presiones que bloquean completamente el acceso a la zona de contacto [81]. Por último, los fotodiodos de un solo color dependen de la emisividad del material por lo que la incertidumbre en las mediciones de temperatura hace que tampoco sean válidos [70]. Basándose en los trabajos [71–73] se desarrolla en este capítulo un pirómetro de dos colores para la medición de temperaturas en rectificado de caras que cumpla con las especificaciones de rango de temperaturas, velocidad de medición, y fiabilidad necesaria.

En las secciones 5.2 y 5.3 se describen los detalles técnicos de los componentes básicos que se han seleccionado para este pirómetro. Además, en la sección 5.4 se describe el proceso de calibración que se ha llevado a cabo. Debido a las dificultades técnicas de desarrollar un pirómetro inalámbrico como el que es necesario en rectificado de caras primero se ha desarrollado un pirómetro estático con la misma capacidad de medición de temperatura. El montaje de medición de este pirómetro estático, así como ensayos de rectificado plano en los que se han medido temperaturas y las simulaciones numéricas necesarias para la interpretación de estas mediciones se pueden ver en la sección 5.5. Por último, se hace una propuesta de diseño en la que se detallan las especificaciones técnicas que debería tener un pirómetro inalámbrico para poder medir las temperaturas en rectificado de caras en la sección 5.6.

### 5.2 Fotodiodo de dos colores

En la revisión del estado del arte se ha concluido que el tipo de sensor óptimo para llevar a cabo esta tarea es un fotodiodo de dos colores. Este tipo de sensores tienen una

respuesta rápida, del orden de nanosegundos, además de poder dar mediciones de temperatura con precisión debido a su funcionamiento de medición por comparación. Las características y detalles técnicos del sensor seleccionado se describen a continuación.

### 5.2.1 Rango de temperaturas

Para conocer el rango de temperaturas que un fotodiodo es capaz de medir hay que estudiar su rango espectral. El rango espectral de un fotodiodo es el intervalo de longitudes de onda en el que sus células fotosensibles están activas. En otras palabras, las longitudes de onda que es capaz de detectar. En estas longitudes de onda está implícita la temperatura. A medida que la temperatura de un cuerpo aumenta, la longitud de onda de pico, o sea a la que a más potencia se emite, se irá acortando. A la hora de medir temperaturas, solamente se considerarán válidas las mediciones en las que ambos sensores den señal, es decir, que ambos sensores detecten estas longitudes de onda. Por eso, el sensor deberá de ser capaz de detectar la mínima temperatura que se quiera medir con ambas células. Las temperaturas más altas, de momento, se considera que siempre serán medibles ya que a la par que las longitudes de onda se acortan, la potencia a la que se emiten aumenta (Ley de Planck) y esto facilita la detección. El problema de medir las temperaturas más altas se trata más adelante en la sección 5.6.3 de este capítulo.

Concretamente en esta tesis se ha usado el modelo de fotodiodo K11908-010K del catálogo de Hamamatsu. Se trata de un sensor compuesto por dos células de InGaAs con longitudes de onda de pico,  $\lambda_1=1.55\mu\text{m}$  y  $\lambda_2=2.1\mu\text{m}$ . En la Figura 5.1 se puede ver la respuesta espectral de este sensor cuyo rango abarca desde  $0.9\mu\text{m}$  hasta  $2.55\mu\text{m}$ .

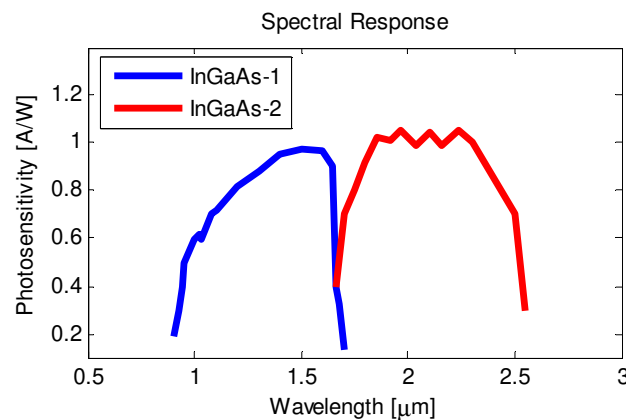


Figura 5.1: Respuesta espectral de cada una de las células que componen los fotodiodos de dos colores de InGaAs-InGaAs

En este caso, la célula InGaAs-2 de este sensor tiene un rango espectral con longitudes de onda más largas por lo que será más sensible a temperaturas bajas mientras que la célula InGaAs-1 será más sensible a temperaturas más altas. Velocidad de medición

La velocidad de medición máxima del sensor viene dada por el parámetro *rise-time* o lo que es lo mismo la velocidad mínima de respuesta. Este parámetro es un estándar de los sensores que indica el tiempo que tarda el sensor en pasar de dar un 10% de su valor a un 90% ante una señal escalón (Figura 5.2). Cuanto más pequeño sea el *rise-time* del sensor más rápida es su respuesta.

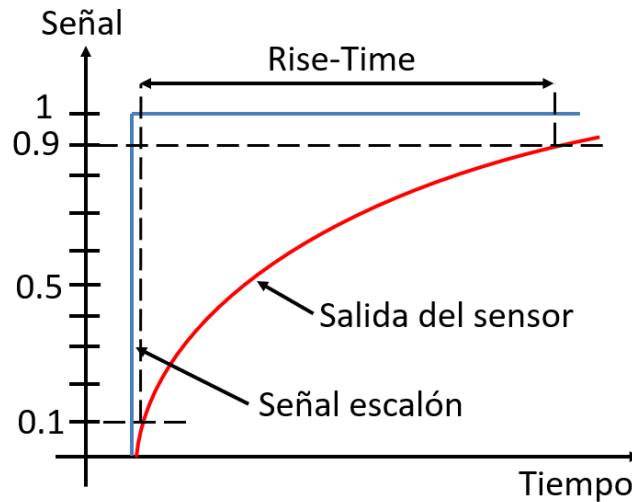


Figura 5.2: Gráfico de medición de *rise-time* de un componente electrónico

Como este sensor está compuesto por dos células fotosensibles independientes y de distinta composición, su *rise-time* será diferente. El primer canal ( $\lambda_1=1.55\mu\text{m}$ ) tiene un ancho de banda hasta 2MHz. Esto corresponde a un *rise-time* de  $175 \cdot 10^{-9}\text{s}$  y el segundo canal ( $\lambda_2=2.1\mu\text{m}$ ) tiene un ancho de banda hasta 6MHz. Esto corresponde a un *rise-time* de  $58 \cdot 10^{-9}\text{s}$ . Como ambas células se consideran como un único componente, el *rise-time* total del fotodiodo de dos colores será el mayor de los dos. Teniendo el *rise-time* ya se sabe que la mayor velocidad de medición es de 2MHz. Más adelante, en la sección 5.6.4 de este capítulo se tratan otros aspectos que limitan la velocidad de adquisición.

### 5.3 Fibra óptica

Ya se ha comentado cómo el acceso al área de contacto entre la pieza y la muela durante el proceso es difícil debido al uso de líquido refrigerante a altas presiones. Además de esto, en rectificado de caras, tanto con muela angular como con muela recta, la disposición de la muela y la pieza (Figura 3.1 y Figura 3.2) dificultan aún más el acceso a esta zona desde el exterior. Por este motivo se ha elegido la aproximación al punto de contacto desde el interior de la pieza. Para ello se mecanizarán cavidades en la pieza que se aproximarán lo máximo posible a la superficie y que permitirán el alojamiento de fibras ópticas para la transmisión de la radiación infrarroja desde la pieza hasta el sensor.

De la misma forma que se ha tenido en cuenta el rango espectral a la hora de seleccionar el sensor, en cuanto a las fibras se tendrá en cuenta su permeabilidad, o sea, el intervalo de longitudes de onda en el que estas fibras serán transparentes. La permeabilidad óptima sería una que fuera equivalente al rango espectral del sensor que se va a usar. La fibra que se ha usado para este trabajo tiene un índice de permeabilidad como el que se muestra en la Figura 5.3. Se puede decir que en el rango operativo de esta fibra se encuentra entre 400nm y 2200nm lo que cubre prácticamente la totalidad del rango espectral del sensor.

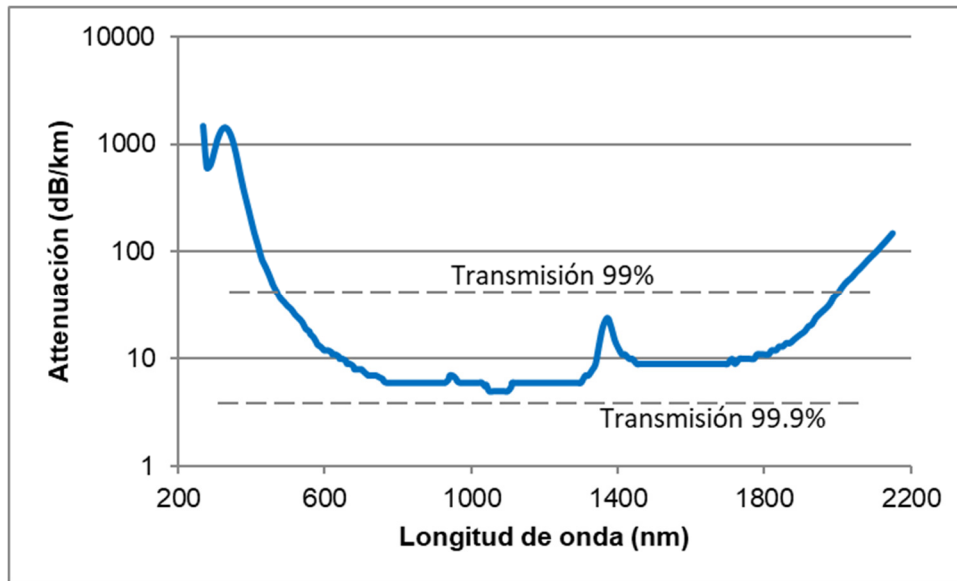


Figura 5.3: Espectro de permeabilidad de la fibra multimodo M37L01

En cuanto al diámetro, se ha buscado el compromiso entre una fibra que permita manejabilidad, por lo tanto, cuanto menor diámetro de núcleo, mejor. Al mismo tiempo hay que tener en cuenta que la fibra sea capaz de transmitir suficiente potencia de luz como para que la señal emitida por el sensor sea lo suficientemente potente. Un diámetro del núcleo de  $550\mu\text{m}$  permite que la señal sea lo suficientemente intensa además de permitir manejabilidad. Concretamente se ha usado la fibra con referencia Mod. M37L01 del catálogo de Thorlabs.

#### 5.4 Calibración del pirómetro

Una vez se tienen los componentes básicos del pirómetro de dos colores, es necesario hacer una calibración que dé como resultado una carta que permita interpretar las señales del pirómetro.

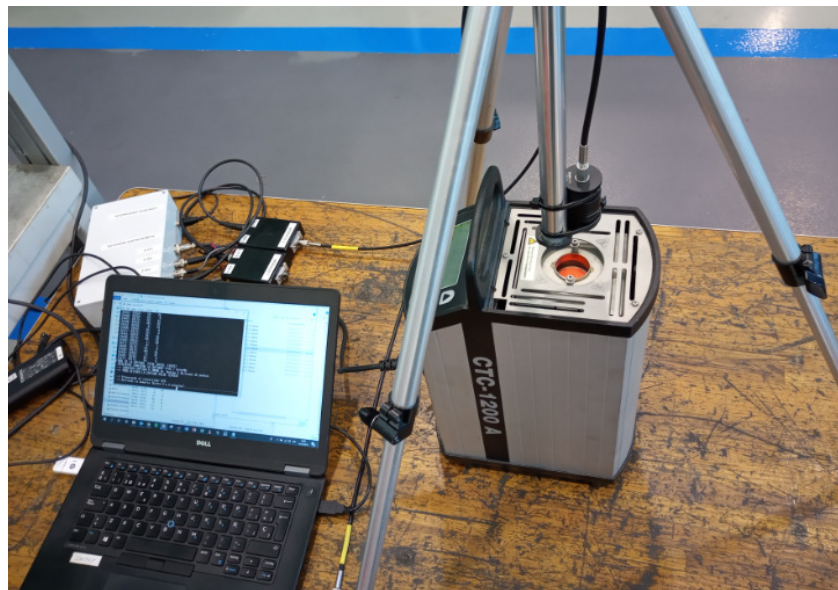


Figura 5.4: Montaje del horno, juego de lentes, fibra óptica y pirómetros para la calibración

Este pirómetro mide la temperatura por comparación de las señales obtenidas por las dos células de un fotodiodo de dos colores. Para relacionar la temperatura con la señal

del pirómetro se recogen las señales del pirómetro al medir diferentes temperaturas. En esta tesis se ha usado un método en el que se miden temperaturas desde los 150°C hasta 1200°C en tramos de 50°C. El cuerpo que se va a medir está dentro de un horno de calibración el cual es capaz de mantener temperaturas dentro de este rango con una precisión de  $\pm 0.1^\circ\text{C}$ . El montaje para el proceso de calibración se puede ver en la Figura 5.4. Conectado a la fibra habrá un juego de lentes que permita enfocar la superficie del cuerpo que se encuentra en el fondo de la abertura del horno.

La carta de calibración de este pirómetro es la mostrada en la Figura 5.5. Hasta llegar a los 300°C no se puede considerar una medición válida ya que hasta llegar a este punto solamente una de las células da señal (InGaAs-2). Se considera entonces el rango de medida de este pirómetro entre 300°C y 1100°C.

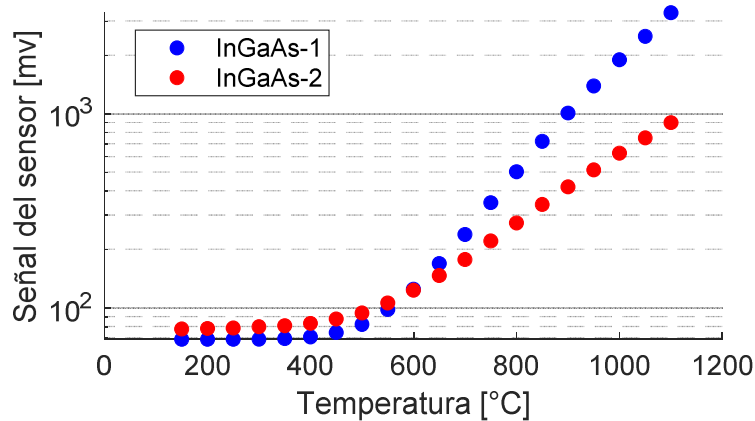


Figura 5.5: Carta de calibración del pirómetro

### 5.5 Medición de temperaturas en rectificado plano

Se ha realizado el montaje de un pirómetro con los componentes arriba mencionados con el objetivo de hacer pruebas de medición de temperaturas durante procesos de rectificado plano. Debido a que el montaje necesario para una operación de rectificado plano plantea menos dificultades que un montaje en el que la pieza esté en movimiento, estas pruebas han servido como prototipo de un sensor de temperaturas para el rectificado de caras. A continuación, se explica el montaje de este pirómetro, se da un ejemplo de aplicación en el que se ha usado este montaje, así como el proceso de interpretación de los datos medidos y la integración del modelo numérico de simulación de temperaturas para rectificado.

La disposición básica del pirómetro estático durante una medición de temperatura en rectificado plano es la mostrada en la Figura 5.6. Como se ha explicado en la sección 5.3 se mecanizará una cavidad en la que se aloja la fibra óptica para la medición de temperaturas desde la pieza. Las temperaturas medidas con esta disposición serán lo más próximas posibles al punto de contacto. La distancia entre la superficie medida y el punto de contacto será ( $e$ ) que como se puede ver irá disminuyendo una distancia ( $a_e$ ) cada pasada.

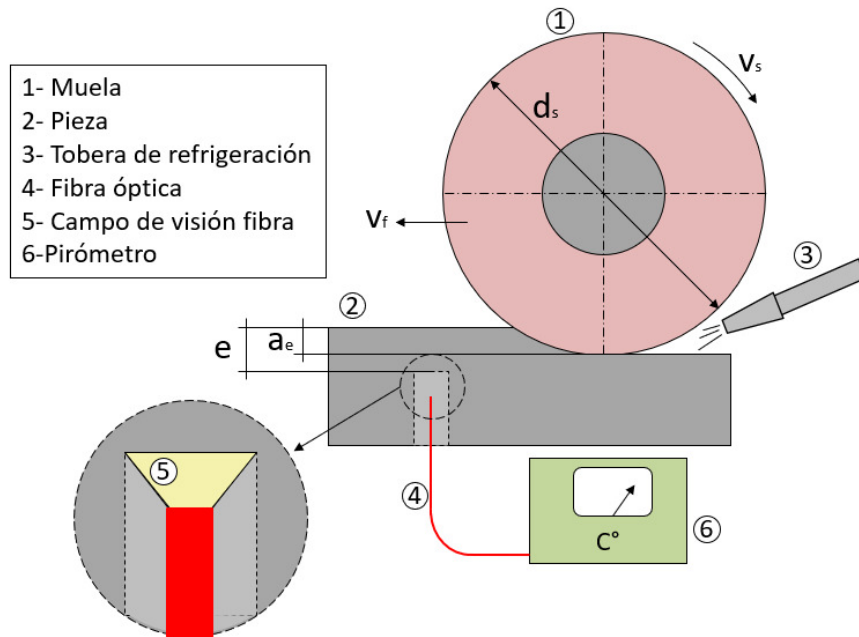


Figura 5.6: Esquema de montaje de pirómetro para medición de temperaturas en operaciones de rectificado plano

### 5.5.1 Ensayos de rectificado plano

Se han realizado pruebas de rectificado plano en las que se ha usado el montaje planteado en la Figura 5.6. En estas pruebas se ha medido la temperatura en dos puntos de la pieza al mismo tiempo además de la potencia consumida por el cabezal. Las condiciones de rectificado usadas se pueden ver en la Tabla 5.1. Para estas pruebas se han preparado dos sets de condiciones en los que la tasa de arranque se mantenga constante, pero se varíen tanto la velocidad de avance como la profundidad de pasada. El procedimiento experimental de estas pruebas consiste en hacer una pasada de rectificado midiendo la potencia ( $P$ ) y la temperatura y por último medir la profundidad de pasada real ( $a_e$  (real)).

$Q'_w$ [mm <sup>3</sup> /mm.s]	6.67
$a_e$ (teórica) [mm]	0.02
$v_w$ [m/min]	2
$v_s$ [m/s]	30
$l_c$ [mm]	2.47
Frec. de adquisición [Hz]	9000

Tabla 5.1: Parámetros de los ensayos de rectificado plano de medición de temperatura

Los ensayos se han realizado en una rectificadora plana BLOHM Orbit 36 CNC con una muela de alúmina de diámetro 308mm. Las piezas se han fabricado con un acero de fundición GG-30 al que se le han mecanizado las cavidades de 1mm en diámetro. Como se ha dicho, se ha medido la temperatura en dos puntos al mismo tiempo por lo que se han mecanizado dos cavidades paralelas para cada ensayo. La profundidad de ambas cavidades no es exactamente la misma lo que ha permitido en una misma pasada obtener mediciones a profundidades distintas. En la Tabla 5.2 se pueden ver las mediciones de profundidad de pasada real, potencia consumida por el cabezal y distancia a la superficie de cada ensayo.

Pasada	$a_e$ (real) [mm]	P [W]	e [mm]	T [°C]
S1.1	0.017	3078	0.206	558
S1.2	0.017	3078	0.154	637
S2.1	0.017	2957	0.185	561
S2.2	0.017	2957	0.133	674
S3.1	0.014	3111	0.166	566
S3.2	0.014	3111	0.114	665

Tabla 5.2: Parámetros medidos en cada pasada de los ensayos de medición de temperatura en rectificado plano

Una vez medidas las temperaturas el siguiente paso es hacer simulaciones con estas mismas condiciones para comparar el resultado del modelo con la medición del pirómetro. Se trata de ver la precisión con la que el modelo es capaz de predecir las temperaturas en la superficie de la pieza usando la potencia del cabezal como dato de entrada. En caso de que haya diferencias entre la temperatura medida y la temperatura simulada se estudiará esta diferencia para poder ajustar el modelo.

### 5.5.2 Simulación numérica e interpretación de mediciones

En primer lugar, hay que mencionar que la cavidad que se mecaniza en la pieza introduce una distorsión en el campo térmico. El calor que se genera por la acción del rectificado (sección 2.6) se acumula en pequeño volumen que hay entre el fondo de la cavidad y la superficie de la pieza. Echando mano del modelo numérico comentado en la sección 2.6.3.2, en la Figura 5.7 se puede ver la distorsión que causa la cavidad en la pieza en el campo térmico. Esta figura es una simulación de una sección transversal de una pieza en la que hay una cavidad de 1mm de diámetro y cuya distancia hasta la superficie es de 0.154mm. Concretamente se trata de la simulación del ensayo S1.2 de la Tabla 5.2. Para la simulación de la cavidad se ha modificado el modelo numérico haciendo que los nodos dentro de un volumen equivalente al de la cavidad tengan una conductividad térmica ( $k=0$ ).

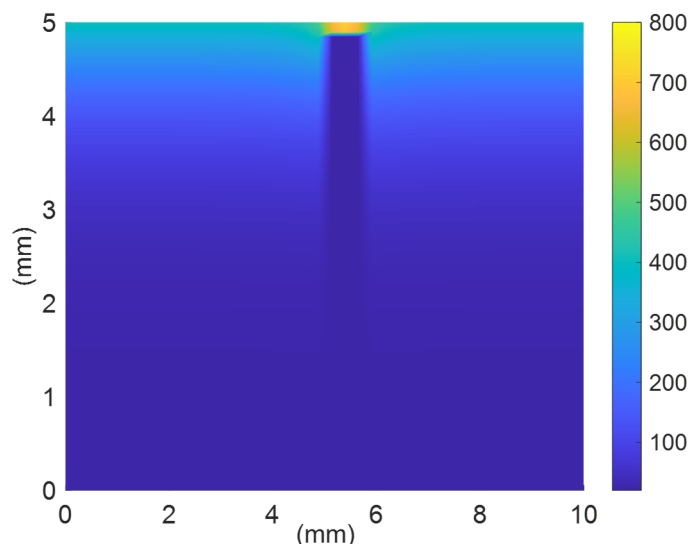


Figura 5.7: Simulación numérica de la distorsión de una cavidad en el cuerpo de la pieza durante el rectificado

A partir de esta simulación se pueden obtener cuatro temperaturas. En primer lugar, estaría la temperatura del fondo de la cavidad ( $T_1$ ) que será igual a la que mida el



pirómetro y que se tomará como referencia. Después se tiene la temperatura de la superficie sobre la cavidad ( $T_2$ ) que también se vería afectada por esta distorsión. Con el objetivo de estudiar y neutralizar el efecto de la cavidad también se simulan la temperatura en un punto de la pieza a la misma profundidad que el fondo de la cavidad ( $T_3$ ) y la temperatura que tendría la superficie de la pieza en ausencia de la cavidad ( $T_4$ ). El funcionamiento de este sistema de medición trata de, a partir de hacer un ajuste entre la temperatura medida por el pirómetro y la temperatura simulada ( $T_1$ ), deducir el coeficiente de reparto de calor a la pieza. De esta forma se estima la temperatura en la superficie ( $T_4$ ). En la Figura 5.8 se puede ver la progresión de estas cuatro temperaturas durante la simulación del ensayo S1.2 de la Tabla 5.2.

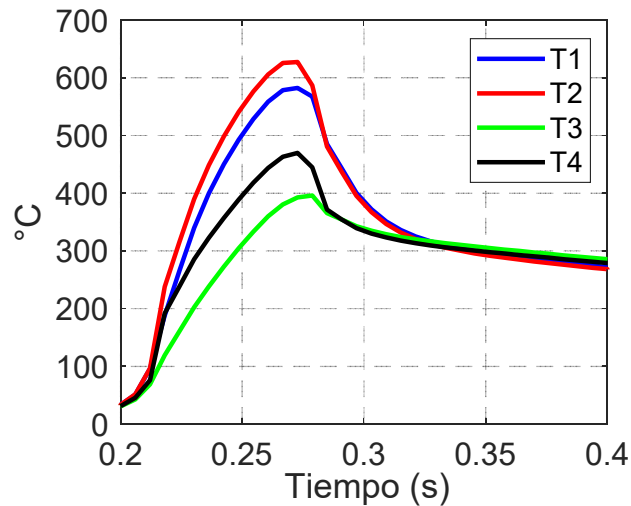


Figura 5.8: Representación de las cuatro temperaturas simuladas

En la Figura 5.9 (a) se pueden comparar la temperatura medida ( $T_m$ ) con la temperatura simulada en el fondo de la cavidad ( $T_1$ ) y la temperatura en ese mismo punto sin el efecto de la cavidad ( $T_3$ ). Se puede ver cómo, a medida que ( $e$ ) disminuye, el error cometido por no considerar el efecto de la cavidad es cada vez mayor. En la simulación S3.2, a una distancia de la superficie de ( $e=0.114\text{mm}$ ) el error cometido es de un 72.8%. Este mismo efecto puede verse en la Figura 5.9 (b) donde la temperatura simulada en la superficie considerando el efecto de la cavidad ( $T_2$ ) es un 63.4% mayor que si no hubiera cavidad. Por lo tanto, el uso del modelo para la correcta interpretación se hace muy necesario para estas medidas de temperatura.

Comparando la simulación de la temperatura en el fondo de la cavidad con la temperatura medida por el pirómetro se puede ver que se ha cometido un error. El máximo error cometido ha sido de un 6.9% en las pruebas de la Figura 5.9 (a). Este error es aceptable teniendo en cuenta que se ha usado un coeficiente de reparto de calor ( $\epsilon=0.75$ ) constante para todas las simulaciones. Además, se ha considerado que la longitud de contacto real sería 1.5 veces mayor que la geométrica.

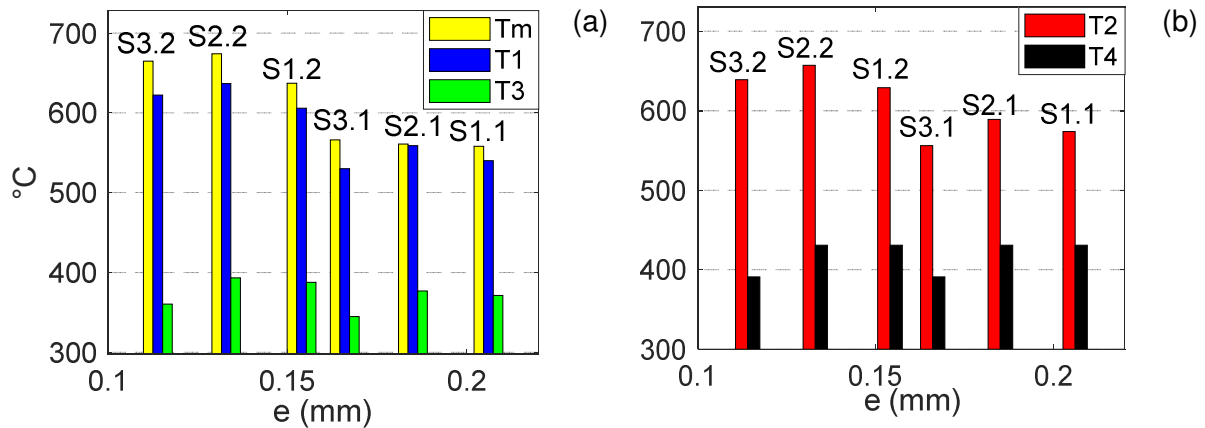


Figura 5.9: (a) Simulación de la temperatura en el fondo de la cavidad y temperatura medida por el pirómetro, (b) temperatura en la superficie de la pieza con y sin el efecto de la cavidad

De esta forma se presenta el método completo de medición de temperaturas para rectificado en el que se tiene un pirómetro capaz de medir temperaturas de forma precisa en un rango entre 300°C y 1100°C junto con una simulación del proceso de rectificado para neutralizar el error cometido en la medición por el efecto de la cavidad mecanizada en la pieza.

## 5.6 Propuesta de un pirómetro para rectificado de caras

El objetivo final del desarrollo de estos sensores es el de ser capaces de medir las temperaturas durante el proceso de rectificado de caras para así poder caracterizar el proceso correctamente. Debido a las dificultades técnicas que plantea el diseñar, fabricar, modificar y probar un pirómetro de dos colores inalámbrico para rectificado de caras, no se ha conseguido terminar esta fase del proyecto. Aun así, se tiene un diseño avanzado en el que se han contemplado la mayoría de los aspectos necesarios para poder medir las temperaturas durante el proceso de rectificado de caras con un pirómetro de dos colores. Se presenta en esta sección una propuesta para el diseño de un pirómetro desarrollado expresamente con este objetivo. Se incluyen en esta sección las dificultades técnicas que se han encontrado y se plantean algunas soluciones.

### 5.6.1 Diseño básico

En esta sección se plantea el diseño mecánico básico y la disposición de la pieza y de los sensores durante el proceso. En primer lugar, dado que se van a medir las temperaturas desde el interior de la pieza, el pirómetro se va a situar detrás de la pieza tal y como se muestra en la Figura 5.10.

Para el diseño de este sensor en concreto se ha decidido usar dos sensores, lo que implica que todo el sistema de medición estará por duplicado. En primer lugar, obviamente, se usarán dos fotodiodos idénticos con dos fibras. El objetivo de duplicar los sensores es el de disponer de dos puntos de medición a diferentes distancias radiales. Como se ha demostrado en el capítulo 4 la temperatura en las diferentes alturas de cara será diferente durante un mismo proceso, tanto para el rectificado de caras angular como para el rectificado de caras con muela recta. De esta forma, teniendo dos puntos de medición a diferentes distancias radiales se podrán medir estas diferencias. En este caso se han seleccionado dos puntos a unas distancias del centro ( $r_{p1}=32\text{mm}$ ) y ( $r_{p2}=48\text{mm}$ )

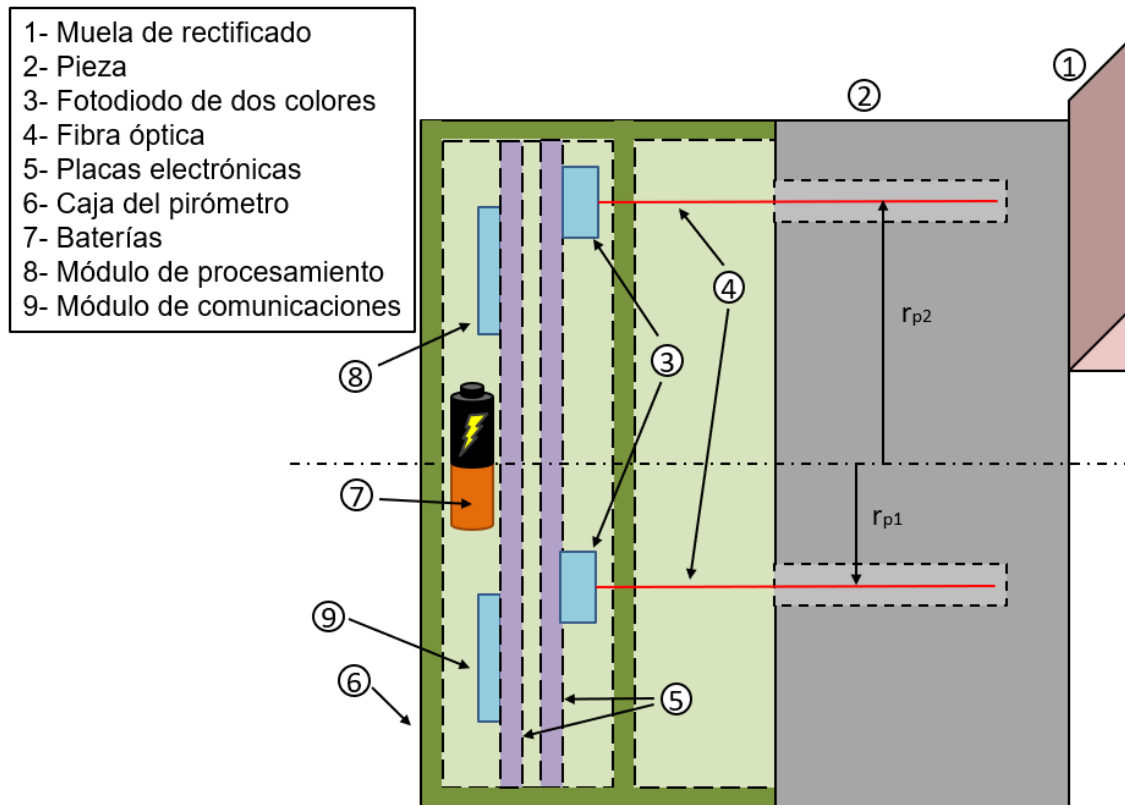


Figura 5.10: Disposición de los principales componentes del montaje del pirómetro rotativo

Dado que el conjunto del pirómetro y la pieza están unidos durante el proceso también estarán girando juntos lo que hace necesario que el pirómetro funcione de forma autónoma y se comunique de forma inalámbrica. Para ello habrá que incluir en el conjunto una batería como fuente de alimentación y un módulo de comunicaciones. Los detalles del método de funcionamiento se describen a continuación.

### 5.6.2 Modo de funcionamiento

Este pirómetro ha sido diseñado para medir durante operaciones de rectificado de caras lo que quiere decir que cada vuelta la fibra pasará por la zona de contacto. Esto hace que las ocasiones de medición se sucedan una tras otra a medida que la pieza va girando y avanzando axialmente. El problema es que la velocidad de comunicación, o sea, la velocidad a la que se envían los datos sea menor que la de adquisición de los propios datos. Esto haría que los datos se acumulasen y provocar un colapso en las comunicaciones. Para solucionar esto se plantean las siguientes soluciones.

En primer lugar, se plantea el medir únicamente la zona de contacto. Aprovechando que esta zona siempre va a estar situada en el mismo sitio se usará un acelerómetro para activar la medición del pirómetro. Valiéndose de la aceleración constante de la gravedad y de conocer la posición del acelerómetro respecto de cada uno de los sensores es posible localizar la zona de medición. Se seleccionará el tamaño de la ventana de medición que se usará en ( $^{\circ}$ ) y se deberá introducir como dato en el programa de adquisición la velocidad de giro de la pieza. En la Figura 5.11 se puede ver representado en un esquema el modo de funcionamiento. El indicador de posición deberá estar situado a ( $180^{\circ}$ ) de la zona de contacto. El tamaño de la ventana será el área en verde y el área restante, en este caso en amarillo será el tiempo del que se dispone para el envío de datos.

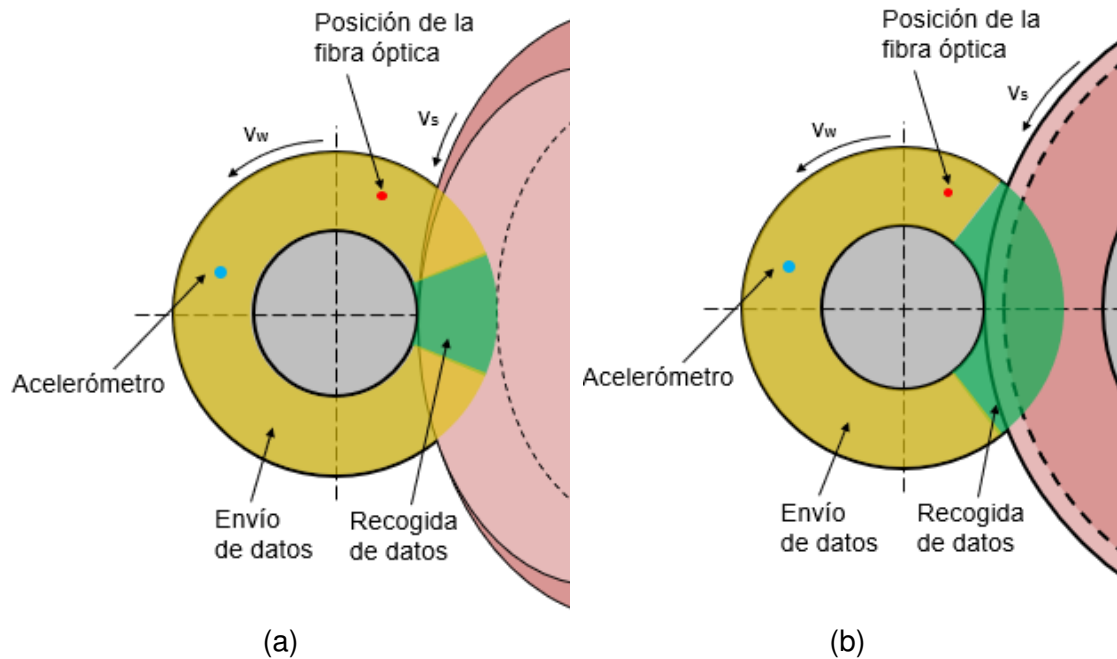


Figura 5.11: Esquema básico de funcionamiento del pirómetro rotativo y áreas de recogida y envío de datos en (a) rectificado con muela angular y (b) rectificado con muela recta

Es evidente que el área de recogida de datos para medir la temperatura durante una operación de rectificado de caras con muela angular (Figura 5.11 (a)) es menor que la necesaria con una muela recta (Figura 5.11 (b)). Además, dado que el ancho de contacto de esta operación es menor, la exigencia de frecuencia de adquisición será mucho mayor. Se muestra a continuación el desarrollo del cálculo de unos valores mínimos de frecuencia de adquisición en este modo de funcionamiento para ambas técnicas.

El caso de la medición con muela recta será siempre el caso de mayor exigencia. Se suponen, una velocidad de giro máxima de ( $n_w=250 \text{ rpm}$ ) y un ancho de contacto de ( $b=0.04\text{mm}$ ). En esta área se quieren hacer un mínimo de 10 mediciones. Además, se van a hacer los cálculos para el caso más desfavorable, o sea donde la velocidad lineal es mayor, en ( $r_{p2}$ ). Tomando estos datos como referencia la velocidad de adquisición debería ser de ( $229.500 \text{ Muestras/s}$ ) o sea una frecuencia de muestreo de ( $f=0.23\text{MHz}$ ). Esta frecuencia es para cada una de las células de cada sensor y este diseño incluye dos sensores, lo que hace un total de 4 células. La velocidad máxima de adquisición de datos del conjunto completo del pirómetro será de ( $918.000 \text{ Muestras/s}$ ).

### 5.6.3 Adquisición de señal

Cada muestra que se tome será convertida de analógico a digital por un convertidor A/D con una resolución efectiva de 10 bits. Las frecuencias de muestreo que se han planteado provocan que el convertidor introduzca mucho ruido en la señal. Esto va a hacer que las señales más débiles que sean detectadas por el sensor queden completamente enterradas en el ruido. Debido a esto podría haber una señal de temperatura en la señal de salida del pirómetro, pero esta sería indistinguible del ruido de fondo sin un trabajo de filtrado. Con el fin de ayudar al trabajo de filtrado se propone aumentar la resolución de la señal de 10 bits a 12. Para esto se aplica una técnica llamada sobre-muestreo. El sobre-muestreo consiste básicamente en hacer varias medidas y de ellas extraer una sola que se obtiene por filtraje de todas ellas. Cada vez que se duplican las muestras de entrada para obtener una sola muestra de salida, se

aumenta la resolución en un bit. Así pues, para pasar de 10 bits a 12, se debe multiplicar el número de muestras por cuatro. Se debe aplicar un filtro a las cuatro medidas que se tomen, en este caso un filtro que calcule la media será suficiente.

#### **5.6.4 Comunicación inalámbrica**

Se ha demostrado en la sección 5.2 que los sensores son más que capaces de entregar mediciones con la frecuencia de adquisición máxima que se ha planteado en la sección 5.6.2. El problema vendría a la hora de seleccionar el módulo de comunicaciones. En este punto se presentan dos posibles soluciones al problema del enorme volumen de datos que se adquieren.

La primera posibilidad es la de trabajar de la misma forma que con el montaje estático, o sea pasar todos los datos en bruto y hacer un trabajo de filtrado e interpretación a posteriori. Este planteamiento es más sencillo de cara al diseño ya que únicamente requiere de una mayor capacidad del módulo de comunicaciones. El módulo de comunicaciones en este caso es un módulo Wi-Fi con una capacidad de envío de datos de (900 Kb/s).

Una segunda posibilidad es el tratar las señales durante el proceso de forma que no sea necesario el envío de una cantidad tan masiva de datos. Esta solución es menos exigente con el módulo de comunicaciones, pero requiere de una mayor capacidad de procesamiento ya que en el tiempo que se tiene entre dos mediciones es necesario filtrar la señal antes de enviarla.

## **Capítulo 6: Conclusiones y líneas de trabajo de interés**



## 6 Conclusiones y líneas de trabajo de interés

En este capítulo se resumen las principales conclusiones obtenidas en esta tesis además de una lista de posibles líneas futuras de trabajo que se consideran de interés para la optimización de los procesos de rectificado de caras.

### 6.1 Conclusiones

A lo largo del desarrollo de esta tesis se ha hecho un análisis exhaustivo del rectificado de caras. Se ha hecho un estudio de los principales mecanismos que rigen el proceso de mecanizado por abrasión aplicados en el rectificado de caras, así como de las consecuencias energéticas y térmicas de los mismos.

Se han desarrollado modelos cinemáticos específicos para cada una de las técnicas estudiadas en esta tesis, el rectificado de caras con muela angular y con muela recta. Para ambos modelos se ha partido de analizar el área de contacto entre muela y pieza y los parámetros básicos de rectificado que influyen en ella. Además, estos modelos en combinación con modelos térmicos tanto analíticos como numéricos, han servido para analizar la temperatura en la zona de contacto, así como el comportamiento térmico del proceso completo.

#### 6.1.1 Rectificado de caras con muela angular

□ En la sección 3.2.1 se ha propuesto un modelo con el objetivo de simular las temperaturas en la superficie de la pieza basado en el concepto de agresividad. El modelo trata de simular las temperaturas en cada punto del área de contacto tanto en la cara como en el radio de esquina. Se ha visto que, por las condiciones cinemáticas, la temperatura máxima en el radio puede ser de hasta un 30% mayor que la máxima en la cara. Sin embargo, la simulación del reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) sugiere que en la cara la temperatura es siempre mayor. Además, el punto de mayor temperatura estará situado en el radio exterior de la cara ( $r_{w2}$ ). Esto ha sido validado por las pruebas realizadas en la sección 4.3.2 donde las inspecciones por ácidos han mostrado cómo el daño térmico ha aparecido en el radio exterior de la pieza y se ha extendido hacia el interior de la cara.

□ Se ha ensayado un amplio rango de condiciones cinemáticas para tres ángulos de muela el cual ha permitido ver la principal influencia del ángulo ( $\alpha$ ) sobre el comportamiento energético. De esta forma se puede ver que, en iguales condiciones de rectificado, el menor ángulo de muela incrementará la longitud de contacto ( $l_c$ ) proporcionalmente reduciendo la agresividad. Esta reducción de la agresividad tiene un efecto sobre el comportamiento energético que condicionará la durabilidad de la muela frente al quemado. En primer lugar, la energía específica inicial será inversamente proporcional a la agresividad según la ecuación ( 4.1 ). Además, el efecto de las sucesivas pasadas de rectificado estará condicionado también por la agresividad y el incremento de la energía específica vendrá dado por la ecuación ( 4.2 ).

□ A la hora de simular la temperatura última de quemado en las condiciones de la sección 4.3.2 y sección 4.3.3 se ha podido ver una discrepancia entre los resultados de las pruebas de quemados y el modelo de simulación analítica. Esto resalta la importancia de considerar el efecto de realimentación térmica, el efecto por el que el calor se acumula a lo largo de una pasada con las sucesivas vueltas. Este efecto no está contemplado por el modelo analítico propuesto por lo que se ha complementado con un modelo numérico de temperaturas en el que sí que se considera la realimentación. La implementación combinada de los dos modelos ha resultado ser la



clave para entender el comportamiento térmico de las operaciones de rectificado con muelas angulares.

□ Debido a que, en una operación real, el ángulo de muela condiciona el diamantado de la cara, se han realizado unas pruebas específicas para analizar el efecto de la profundidad de pasada de diamantado ( $a_{ed}$ ). Estas pruebas han demostrado cómo duplicando la profundidad de pasada de diamantado solamente se ha reducido la energía específica inicial un 15% y un 17% en las dos condiciones ensayadas. Puesto que la potencia límite de quemado se ha mantenido, la duración se ha incrementado en 3 y 10 pasadas. Sin embargo, el mayor efecto de aumentar la pasada de diamantado se ha visto en el *G-ratio* donde en las dos condiciones que se han ensayado se ha reducido a la mitad el consumo de muela.

### 6.1.2 Rectificado de caras con muela recta

□ En la sección 3.2.2 se ha presentado un modelo capaz de simular, en el área de contacto de una operación de rectificado de caras, las condiciones cinemáticas y las temperaturas. Según este modelo, el calor en rectificado de caras con muela recta estaría concentrado en un área muy concreta y dividido entre el radio de esquina de la muela ( $r_0$ ) y el desahogo ( $\beta$ ). La distribución de temperatura que se propone en este modelo se ha validado en la sección 4.4.2 donde las inspecciones por ácidos del daño térmico han mostrado marcas que coinciden con lo propuesto por el modelo. Además, de nuevo, se propone que las temperaturas más altas estarían en el exterior de la cara ( $r_{w2}$ ) y así se ha confirmado en las pruebas realizadas.

□ Igual que en las pruebas con muela angular, se ha comprobado que el modelo basado en la agresividad se ajusta al comportamiento energético esperado en el que a mayor agresividad se puede ver una reducción de la energía específica según la ecuación ( 4.3 ). También se han realizado pruebas en diferentes condiciones cinemáticas que han demostrado la relación de la agresividad con el incremento de la energía específica con las sucesivas pasadas (ecuación ( 4.4 )).

□ En este modelo también se simula la temperatura en cada punto del área de contacto basándose en las condiciones cinemáticas. Para la simulación de temperatura se ha realizado una combinación entre el modelo analítico y el modelo numérico. Mientras que se ha considerado el modelo analítico, más preciso cuantitativamente hablando, se ha demostrado cómo el considerar efectos como el de la refrigeración y la realimentación térmica han supuesto una mejor correlación entre la teoría y los resultados de temperatura obtenidos.

□ Por último, se han realizado pruebas en las que se ha estudiado el efecto de la altura de cara de muela ( $h$ ). Estas pruebas han demostrado la hipótesis planteada en la sección 3.2.2 en la que esta zona de la muela únicamente aportaría un factor de rozamiento al proceso. En dos condiciones de rectificado diferentes, el incremento de la altura de cara ha supuesto un incremento constante en el consumo de potencia, pero sin embargo el número de pasadas dadas hasta quemar se ha mantenido. Por esta razón se puede decir que la temperatura en el área de contacto se ha mantenido y este aporte de energía es debido al rozamiento que produce una altura de cara mayor.

### 6.1.3 Comparativa entre las dos técnicas

Así como en rectificado de caras con muela angular el área de contacto y la cinemática de arranque se asemeja al rectificado plano, en rectificado con muela recta el área de contacto es mucho menor y la cinemática de contacto más compleja. Puesto que esta tesis trata sobre la optimización del proceso de rectificado de caras es lógico hacer una

comparativa de las dos técnicas estudiadas. Tomando como ejemplo las operaciones de ( $v_f=0.5615\text{mm/min}$ ) y ( $q_s=40$  y  $180$ ) de la sección 4.3.3 para la muela angular (M10) y sección 4.4.2 para la muela recta (MR) se puede hacer una comparativa entre las dos técnicas en igualdad de condiciones cinemáticas.

□ En primer lugar, el área de contacto para estas operaciones con la muela recta son un 5.6% para una ( $q_s=40$ ) y un 6.5% para una ( $q_s=180$ ) del área de contacto de la misma operación con muela angular. Esta diferencia en el área de contacto implica que de entrada la agresividad al usar una técnica u otra cambie drásticamente. El incremento en la agresividad implica que toda la acción de rectificado será llevada a cabo por una sección muy pequeña de la muela, por lo que el desgaste será elevado. Además, un área más pequeña para un mismo consumo de potencia hará que el calor esté más concentrado ayudando a que la temperatura se incremente.

□ En las mismas condiciones cinemáticas, la muela recta en la primera pasada ha consumido un 28% menos de potencia con una ( $q_s=40$ ) y un 46% con una ( $q_s=180$ ). El calor generado con la muela recta estará más concentrado por lo que la temperatura en la superficie será mayor y además el desgaste de la muela será más agresivo. Esto se puede ver en que la duración ha sido de hasta un 85% menor en volumen de pieza arrancado, lo que se traduce en número de piezas entre diamantados.

## 6.2 Líneas de trabajo de interés

Se presenta a continuación una lista de las posibles líneas futuras de este trabajo, así como áreas de interés para la producción en cuanto al rectificado de caras.

□ Se ha comentado varias veces a lo largo de esta tesis, el estudio completo del comportamiento de un proceso de rectificado pasa por hacer mediciones de temperatura directamente en el área de contacto y durante el proceso. De esta forma será posible conocer el coeficiente de reparto de calor a la pieza ( $\epsilon_w$ ) además del coeficiente de convección de la refrigeración ( $h_f$ ). Es posible además comprobar el efecto de realimentación de la temperatura comentado en esta tesis y simulado por el modelo numérico.

Para cada una de las técnicas que se han estudiado en la tesis se han planteado varias áreas de estudio concretas en las que se podría profundizar más para conseguir un estudio más concreto sobre algún proceso más concreto.

□ En cuanto al estudio de las muelas angulares, sería posible hacer un estudio en el que se ensayen iguales condiciones de agresividad con diferentes ángulos de muela. A lo largo de este trabajo solamente se han planteado ensayos con un mismo tamaño de pieza y con los mismos materiales de muela y pieza. Realizar combinaciones de diferentes materiales de pieza y muela, así como de diferentes tamaños de cara basados en operaciones reales sería interesante de cara a ensayar en condiciones lo más parecidas a la realidad. De esta forma se podrían obtener resultados que directamente puedan aplicarse a optimizar procesos. Un estudio más extenso y profundo sobre el desgaste atendiendo al tipo de desgaste de la muela es de especial interés ya que según lo que se ha visto en los ensayos realizados el tipo de desgaste es una de las principales razones por las que unas condiciones u otras duren más tiempo de cara al quemado. Además, el desgaste puede influir en el acabado superficial de la pieza lo que abre una línea nueva de investigación en torno a la rugosidad que dejará cada una de las condiciones, así como de las tolerancias geométricas.

❑ Está claro que, aunque ambas técnicas sirvan para el rectificado de caras tienen efectos y comportamientos muy diferentes por lo que una definición de las condiciones a usar con cada una de las técnicas sería de gran utilidad a la hora de diseñar procesos.

❑ Al usar muelas rectas, la distribución de la temperatura se ha visto que está dividida en dos zonas. Normalmente se suele rectificar en oposición o en *Up-grinding*. El estudio del rectificado en concordancia o en *Down-grinding* puede resultar interesante ya que de esta forma la zona de mayor temperatura quedaría justo debajo de la refrigeración por lo que las condiciones de refrigeración mejorarían en teoría.

❑ Estudiar el desgaste es interesante en cualquier proceso de rectificado, sin embargo, en rectificado de caras con muela recta no ha sido posible realizar este estudio debido a la complejidad de la medición del desgaste del perfil de muela. Además del estudio del desgaste, el hacer diferentes combinaciones de perfiles de muela también puede resultar interesante ya que como se ha visto en la sección 3.4.2 el área de contacto tiene gran influencia sobre el desgaste de la muela, así como sobre el comportamiento térmico.

## **Capítulo 7: Referencias**



## 7 Referencias

- [1] K. Wegener, F. Bleicher, P. Krajnik, H.-W. Hoffmeister, C. Brecher, Recent developments in grinding machines, *CIRP Annals*. 66 (2017) 779–802. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.05.006>.
- [2] E. Brinksmeier, Y. Mutlugünes, F. Klocke, J.C. Aurich, P. Shore, H. Ohmori, Ultra-precision grinding, *CIRP Annals*. 59 (2010) 652–671. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.05.001>.
- [3] W. Wu, C. Li, M. Yang, Y. Zhang, D. Jia, Y. Hou, R. Li, H. Cao, Z. Han, Specific Energy and G ratio of Grinding Cemented Carbide under Different Cooling and Lubrication Conditions, *Int J Adv Manuf Technol*. 105 (2019) 67–82. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04156-5>.
- [4] S. Agarwal, On the mechanism and mechanics of wheel loading in grinding, *Journal of Manufacturing Processes*. 41 (2019) 36–47. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.03.009>.
- [5] Q. Miao, W. Ding, W. Kuang, C. Yang, Comparison on grindability and surface integrity in creep feed grinding of GH4169, K403, DZ408 and DD6 nickel-based superalloys, *Journal of Manufacturing Processes*. 49 (2020) 175–186. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.11.027>.
- [6] M.H. Otaghvar, B. Hahn, H. Werner, H. Omidtabrizi, D. Bähre, Optimization of centerless through-feed grinding using 3D kinematic simulation, *Procedia CIRP*. 79 (2019) 308–312. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.02.072>.
- [7] J. Böttger, S. Kimme, W.-G. Drossel, Simulation of dressing process for continuous generating gear grinding, *Procedia CIRP*. 79 (2019) 280–285. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.02.067>.
- [8] L. Godino, I. Pombo, J.A. Sanchez, J. Alvarez, On the development and evolution of wear flats in microcrystalline sintered alumina grinding wheels, *Journal of Manufacturing Processes*. 32 (2018) 494–505. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.03.023>.
- [9] N. Macerol, L.F.P. Franca, P. Krajnik, Effect of the grit shape on the performance of vitrified-bonded CBN grinding wheel, *Journal of Materials Processing Technology*. 277 (2020) 116453. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116453>.
- [10] W.B. Rowe, M.N. Morgan, S.C.E. Black, B. Mills, A Simplified Approach to Control of Thermal Damage in Grinding, *CIRP Annals*. 45 (1996) 299–302. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63067-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63067-4).
- [11] A.S. Lavine, S. Malkin, T.C. Jen, Thermal Aspects of Grinding with CBN Wheels, *CIRP Annals*. 38 (1989) 557–560. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62768-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62768-1).
- [12] W.B. Rowe, T. Jin, Temperatures in High Efficiency Deep Grinding (HEDG), *CIRP Annals*. 50 (2001) 205–208. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62105-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62105-2).
- [13] H.-C. Chang, J.-J.J. Wang, A stochastic grinding force model considering random grit distribution, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 48 (2008) 1335–1344. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.05.012>.
- [14] R.L. Hecker, I.M. Ramoneda, S.Y. Liang, Analysis of Wheel Topography and Grit Force for Grinding Process Modeling, *Journal of Manufacturing Processes*. 5 (2003) 13–23. [https://doi.org/10.1016/S1526-6125\(03\)70036-X](https://doi.org/10.1016/S1526-6125(03)70036-X).
- [15] D. Barrenetxea, J. Alvarez, J.I. Marquinez, J.A. Sanchez, Grinding with controlled kinematics and chip removal, *CIRP Annals*. 65 (2016) 341–344. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.097>.
- [16] D. Setti, M.K. Sinha, S. Ghosh, P. Venkateswara Rao, Performance evaluation of Ti–6Al–4V grinding using chip formation and coefficient of friction under the influence of nanofluids, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 88 (2015) 237–248. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.10.005>.
- [17] S. Malkin, C. Guo, *Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives*, Industrial Press Inc., 2008.

- [18] L.X. Hung, T.T. Hong, L.H. Ky, N.Q. Tuan, L.A. Tung, B.T. Long, V.N. Pi, A Study On Calculation Of Optimum Exchanged Grinding Wheel Diameter When Internal Grinding, *Materials Today: Proceedings*. 18 (2019) 2840–2847. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.07.151>.
- [19] M.S. Alajmi, F.S. Alfares, M.S. Alfares, Selection of optimal conditions in the surface grinding process using the quantum based optimisation method, *J Intell Manuf.* 30 (2019) 1469–1481. <https://doi.org/10.1007/s10845-017-1326-2>.
- [20] F.M. Bordin, W.L. Weingaertner, Steel subsurface damage on plunge cylindrical grinding with sol-gel aluminum oxide grinding wheels, *Int J Adv Manuf Technol.* 105 (2019) 2907–2917. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04518-z>.
- [21] D. Barrenetxea, J. Alvarez, J.I. Marquinez, I. Gallego, I. Muguerza Perello, P. Krajnik, Stability analysis and optimization algorithms for the set-up of infeed centerless grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 84 (2014) 17–32. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.04.005>.
- [22] J.F.G. Oliveira, E.J. Silva, J.J.F. Gomes, F. Klocke, D. Friedrich, Analysis of Grinding Strategies Applied to Crankshaft Manufacturing, *CIRP Annals.* 54 (2005) 269–272. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60100-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60100-0).
- [23] P. Krajnik, D. Radovan, J. Badger, R. Roininen, High-performance industrial grinding: recent advances and case studies from the automotive engine production, 19th International Symposium on Advances in Abrasive Technology, ISAAT 2016; Stockholm; Sweden. (2016) 1–13.
- [24] M.N. Morgan, W.B. Rowe, X.L. Lin, Temperatures in Angle Approach Form Grinding, in: *CIRP Int. Seminar 'Improving Machine Tool Performance'*, July, Fundacion Tekniker, San Sebastian, Spain, 1998.
- [25] R. Dražumerič, J. Badger, R. Roininen, P. Krajnik, On geometry and kinematics of abrasive processes: The theory of aggressiveness, *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 154 (2020) 103567. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2020.103567>.
- [26] I.D. Marinescu, W.B. Rowe, B. Dimitrov, H. Ohmori, *Tribology of Abrasive Machining Processes*, William Andrew, 2012.
- [27] R. Dražumerič, R. Roininen, J. Badger, P. Krajnik, Temperature-based method for determination of feed increments in crankshaft grinding, *Journal of Materials Processing Technology.* 259 (2018) 228–234. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.04.032>.
- [28] E. Brinksmeier, T. Brockhoff, Utilization of Grinding Heat as a New Heat Treatment Process, *CIRP Annals.* 45 (1996) 283–286. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63064-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63064-9).
- [29] L. Zhang, W. Brian Rowe, Study of Convective Heat Transfer in Grinding Applied to Tool Carbide, *J. Manuf. Sci. Eng.* 142 (2020). <https://doi.org/10.1115/1.4045598>.
- [30] M.G. Moreno, J.Á. Ruiz, D.B. Azpeitia, J.I.M. González, L.G. Fernández, Friction improvement via grinding wheel texturing by dressing, *Int J Adv Manuf Technol.* 107 (2020) 4939–4954. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05350-6>.
- [31] T. Liu, Z. Deng, L. Lv, J. Yi, S. She, L. Wan, Theoretical and experimental study of temperature field in noncircular high-speed grinding, *Int J Adv Manuf Technol.* 107 (2020) 3581–3592. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05295-w>.
- [32] J.C. Jaeger, *Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts*, (1942).
- [33] S. Malkin, C. Guo, Thermal Analysis of Grinding, *CIRP Annals.* 56 (2007) 760–782. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.10.005>.
- [34] W. Stachurski, J. Sawicki, K. Krupanek, K. Nadolny, Numerical analysis of coolant flow in the grinding zone, *Int J Adv Manuf Technol.* 104 (2019) 1999–2012. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03966-x>.
- [35] L. de Martini Fernandes, J.C. Lopes, F.S.F. Ribeiro, R. Gallo, H.C. Razuk, L.E. de Angelo Sanchez, P.R. de Aguiar, H.J. de Mello, E.C. Bianchi, Thermal model for

- surface grinding application, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 104 (2019) 2783–2793.
- [36] L. Godino, Experimental and numerical analysis of wear flat generation and growth in alumina grinding wheels, Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea, 2019.
- [37] J. Badger, Practical Application of Aggressiveness and Chip Thickness in Grinding, in: J. Badger. *Annals of the CIRP 3rd International Conference High Performance Cutting (HPC)*, Dublin, Ireland, 2008: pp. 599–606.
- [38] J. Badger, Grinding of sub-micron-grade carbide: Contact and wear mechanisms, loading, conditioning, scrubbing and resin-bond degradation, *CIRP Annals*. 64 (2015) 341–344. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.007>.
- [39] J. Badger, Factors affecting wheel collapse in grinding, *CIRP Annals*. 58 (2009) 307–310. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.048>.
- [40] H. Block, Theoretical Study of Temperature Rise at Surfaces of Actual Contact under Oiliness Lubricating Conditions, *Proceedings of the General Discussion on Lubrication & Lubricants*. Vol. 2 (1937) 222–235.
- [41] Y. Ju, T.N. Farris, S. Chandrasekar, Theoretical Analysis of Heat Partition and Temperatures in Grinding, *J. Tribol.* 120 (1998) 789–794. <https://doi.org/10.1115/1.2833780>.
- [42] Y. Ju, Thermal aspects of grinding for surface integrity, *Theses and Dissertations Available from ProQuest*. (1997) 1–152.
- [43] J. Madariaga, Modelos Predictivos para el Control del Dañado Térmico y de las Inestabilidades de Origen Tribológico en Procesos de Rectificado, Mondragon Unibertsitatea, 2009.
- [44] F. Kreith, R.M. Manglik, M.S. Bohn, *Principles of Heat Transfer*, SI Edition, Cengage Learning, 2012.
- [45] Y. Syzyi, O. Ushakov, S. Slipchenko, Y. Basova, M. Ivanova, Simulation of the contact temperature in the cylindrical plunge grinding process, *Diagnostyka*. (2020) 77–86. <https://doi.org/10.29354/diag/122532>.
- [46] C. Guo, S. Malkin, Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 1: Methods, *J. Eng. Ind.* 118 (1996) 137–142. <https://doi.org/10.1115/1.2803634>.
- [47] C. Guo, S. Malkin, Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 2: Applications, *J. Eng. Ind.* 118 (1996) 143–149. <https://doi.org/10.1115/1.2803635>.
- [48] S. Malkin, E. Lenz, Burning limit for surface and cylindrical grinding of steels, *Annals of the CIRP*. 27 (1978) 233–236.
- [49] M. Kadivar, M. Kadivar, A. Daneshi, A Numerical Model for Heat Transfer in Dry and Wet Grinding Based on the Finite Difference Method and Jet Cooling, *J. Thermal Sci. Eng. Appl.* 12 (2020). <https://doi.org/10.1115/1.4045676>.
- [50] I. Pombo, J.A. Sánchez, N. Ortega, J.I. Marquínez, B. Izquierdo, S. Plaza, Contact length estimation in grinding using thermocouple measurement and numerical simulation, *Int J Adv Manuf Technol.* 59 (2012) 83–91. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3474-4>.
- [51] E. García, D. Méresse, I. Pombo, S. Harmand, J.A. Sánchez, Identification of heat partition in grinding related to process parameters, using the inverse heat flux conduction model, *Applied Thermal Engineering*. 66 (2014) 122–130. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2014.01.048>.
- [52] X. Wang, T. Yu, X. Sun, Y. Shi, W. Wang, Study of 3D grinding temperature field based on finite difference method: considering machining parameters and energy partition, *Int J Adv Manuf Technol.* 84 (2016) 915–927. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7757-z>.
- [53] M. Wan, X.-Y. Ye, D.-Y. Wen, W.H. Zhang, Modeling of machining-induced residual stresses, *J Mater Sci*. 54 (2019) 1–35. <https://doi.org/10.1007/s10853-018-2808-0>.
- [54] Y.B. Guo, J. Sahni, A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 44 (2004) 135–145. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.009>.



- [55] A. Zoesch, C. Seidel, W. KORPUS, H.W. Pöhlmann, Manufacturing and characterisation of artificial defects for non-destructive grinding burn detection, in: 2012.
- [56] U. Alonso, N. Ortega, J.A. Sanchez, I. Pombo, B. Izquierdo, S. Plaza, Hardness control of grind-hardening and finishing grinding by means of area-based specific energy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 88 (2015) 24–33. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.09.001>.
- [57] J.L. Lanzagorta, J.-M. Decitre, F. Nozais, I. Aizpurua, R. Hidalgo-Gato, I. Castro, L. Lasa, New inspection approaches for railway based on Eddy Current., (n.d.) 7.
- [58] H. Barkhausen, Whistling Tones from the Earth, *Proceedings of the Institute of Radio Engineers*. 18 (1930) 1155–1159. <https://doi.org/10.1109/JRPROC.1930.222122>.
- [59] B. Karpuschewski, H.-J. Knoche, M. Hipke, Gear finishing by abrasive processes, *CIRP Annals*. 57 (2008) 621–640. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.09.002>.
- [60] J. Lu, *Handbook of Measurement of Residual Stresses*, Fairmont Press, 1996.
- [61] D. Mercier, J. Lesage, X. Decoopman, D. Chicot, Eddy currents and hardness testing for evaluation of steel decarburizing, *NDT & E International*. 39 (2006) 652–660. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2006.04.005>.
- [62] L.S. Rosado, F.M. Janeiro, P.M. Ramos, M. Piedade, Defect Characterization With Eddy Current Testing Using Nonlinear-Regression Feature Extraction and Artificial Neural Networks, *IEEE Trans. Instrum. Meas.* 62 (2013) 1207–1214. <https://doi.org/10.1109/TIM.2012.2236729>.
- [63] A.D. Batako, W.B. Rowe, M.N. Morgan, Temperature measurement in high efficiency deep grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 45 (2005) 1231–1245. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.01.013>.
- [64] A. Lefebvre, P. Vieville, P. Lipinski, C. Lescallier, Numerical analysis of grinding temperature measurement by the foil/workpiece thermocouple method, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 46 (2006) 1716–1726. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.12.009>.
- [65] B. Shen, G. Xiao, C. Guo, S. Malkin, A.J. Shih, Thermocouple Fixation Method for Grinding Temperature Measurement, *J. Manuf. Sci. Eng.* 130 (2008). <https://doi.org/10.1115/1.2976142>.
- [66] H.K. Tönshoff, I. Inasaki, *Sensors in manufacturing*, Wiley Online Library, 2001.
- [67] I.P. Rodilla, *Estudio teórico-experimental de una nueva tecnología de rectificado ecológico*, Universidad del País Vasco - Euskal Herriko Unibertsitatea, 2011.
- [68] J.R. Branstetter, Some practical aspects of surface temperature measurement by optical and ratio pyrometers, *NASA Technical Note*. (1966) 73.
- [69] Planck's law, Wikipedia. (n.d.).
- [70] T. Ueda, H. Tanaka, A. Torii, T. Matsuo, Measurement of Grinding Temperature of Active Grains Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber, *CIRP Annals*. 42 (1993) 405–408. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62472-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62472-X).
- [71] A. Tapetado, J. Díaz-Álvarez, M.H. Miguélez, C. Vázquez, Two-Color Pyrometer for Process Temperature Measurement During Machining, *Journal of Lightwave Technology*. 34 (2016) 1380–1386. <https://doi.org/10.1109/JLT.2015.2513158>.
- [72] B. Müller, U. Renz, Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities, *Review of Scientific Instruments*. 72 (2001) 3366–3374. <https://doi.org/10.1063/1.1384448>.
- [73] T. Ueda, M. Sato, T. Sugita, K. Nakayama, Thermal Behaviour of Cutting Grain in Grinding, *CIRP Annals*. 44 (1995) 325–328. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62335-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62335-X).
- [74] T. Ueda, K. Yamada, T. Sugita, Measurement of Grinding Temperature of Ceramics Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber, *J. Eng. Ind.* 114 (1992) 317–322. <https://doi.org/10.1115/1.2899798>.
- [75] Rise time, Wikipedia. (n.d.).

- [76] E.M. Sparrow, L.U. Albers, E.R.G. Eckert, Thermal Radiation Characteristics of Cylindrical Enclosures, *J. Heat Transfer.* 84 (1962) 73–79. <https://doi.org/10.1115/1.3684295>.
- [77] J.C. De Vos, Evaluation of the quality of a blackbody, *Physica.* 20 (1954) 669–689. [https://doi.org/10.1016/S0031-8914\(54\)80181-9](https://doi.org/10.1016/S0031-8914(54)80181-9).
- [78] Y. Ju, Theoretical Analysis of Heat Partition and Temperatures in Grinding, *Journal of Tribology.* 120 (1998) 789–794.
- [79] J. Kundrák, A.P. Markopoulos, N.E. Karkalos, Numerical Simulation of Grinding with Realistic Representation of Grinding Wheel and Workpiece Movements: A Finite Volumes Study, *Procedia CIRP.* 58 (2017) 275–280. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.192>.
- [80] D. Barrenetxea, J. Alvarez, A. Monedero, J. Madariaga, A. Akorta, Research advances and steps towards the control of geometric deviations in the surface grinding of big components, *CIRP Annals.* 62 (2013) 351–354. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.03.082>.
- [81] A. Brosse, P. Naisson, H. Hamdi, J.M. Bergheau, Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography, *Journal of Materials Processing Technology.* 201 (2008) 590–595. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.267>.